

Antriebsstrang 2025

„Energieeffiziente Prozessketten zur Herstellung
eines reibungs-, gewichts- und lebensdaueroptimierten
Antriebsstrangs“

Abschlussbericht zum BMWK-Verbundprojekt

Laufzeit

01.09.2018 - 28.02.2022

Förderkennzeichen

03ET1531A-H

Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages



Herausgeber

Prof. Dr.-Ing. Berend Denkena

Autoren

Prof. Dr.-Ing. Berend Denkena

Prof. Dr.-Ing. Gerhard Poll

Prof. Dr.-Ing. Friedrich Dinkelacker

M. Sc. Miriam Handrup

M. Sc. Daniel Katzsch

M. Sc. Kolja Meyer

M. Sc. Philipp Pillkahn

M. Sc. Leon Reuter

M. Sc. Christopher Schmidt

M. Sc. Frederik Stelljes

Förderkennzeichen

03ET1531A

Förderhinweis

Dieses Forschungs- und Entwicklungsprojekt wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Klimaschutz (BMWK) im Rahmenkonzept „Forschung für eine umweltschonende, zuverlässige und bezahlbare Energieversorgung“ gefördert und vom Projektträger Jülich (PTJ) betreut.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	5
2	Umsetzungspotenziale durch Nutzung vorhandenen Wissens	7
2.1	Zylinderlaufbuchse	7
2.2	Fahrwerkskomponenten	11
2.3	Antriebsgelenkwelle	12
2.4	Flügelzellenpumpe	13
2.5	Ökologische Bewertung von Produktionsprozessen	14
3	Zielsetzung und Projektstruktur	16
3.1	Zielsetzung	16
3.2	Konsortium	16
3.3	Projektstruktur	17
4	Ressourceneffiziente Prozessketten im Automobilbau	18
4.1	Ökologische Prozesskettenbewertung und -optimierung	18
4.1.1	Energie- und ressourceneffiziente Fertigungsplanung	18
4.1.2	Technisch-wissenschaftliche Umsetzung	19
4.1.3	Energetische Bewertung	33
4.2	Zylinderlaufbuchse	36
4.2.1	Reibungsreduktion und Prozesskettenoptimierung	36
4.2.2	Technisch-Wissenschaftliche Umsetzung	37
4.2.3	Energetische Bewertung	53
4.3	Gussformen für Fahrwerkskomponenten	55
4.3.1	Optimierung von Einsatzverhalten und Lebensdauer	55
4.3.2	Technisch-Wissenschaftliche Umsetzung	56
4.3.3	Energetische Bewertung	65
4.4	Fahrwerkskomponenten	67
4.4.1	Flexibilität in der Produktion durch additive Fertigung	67
4.4.2	Technisch-Wissenschaftliche Umsetzung	67
4.4.3	Energetische Bewertung	81
4.5	Gleichlaufgelenk	84
4.5.1	Untersuchungen zur Substitution des Härstens an den Außenflächen ..	84
4.5.2	Reibungsreduzierung der Gelenkbauteile	90
4.5.3	Technologische Anpassungen der Kugelnaben	97

4.5.4	Entfall der Hartbearbeitung	102
4.5.5	Energetische Bewertung.....	115
4.6	Hohlzapfenwelle	116
4.6.1	Fertigung der Komponenten	117
4.6.2	Erprobung der Musterprozesskette.....	120
4.6.3	Zusammenfassung und technologische Bewertung der Maßnahmen	122
4.6.4	Energetische Bewertung.....	123
4.7	Flügelzellenpumpe.....	124
4.7.1	Reibungsreduktion in der Flügelzellenpumpe	124
4.7.2	Technisch-Wissenschaftliche Umsetzung.....	124
4.7.3	Energetische Bewertung.....	130
4.8	Digitaler Demonstrator	132
5	Energetische Einsparung im Gesamtprojekt	137
6	Zusammenfassung und Bewertung der Ergebnisse	139
7	Veröffentlichungen aus dem Verbundprojekt.....	141
8	Literaturverzeichnis.....	144
9	Glossar	151
9.1	Abkürzungsverzeichnis	151
9.2	Formelzeichenverzeichnis	152

1 Einleitung

Das Verbundprojekt BMWK „Antriebsstrang 2025“ befasste sich von 2018 bis 2022 mit der Entwicklung innovativer Prozessketten für Komponenten des Antriebsstrangs und des Fahrwerks von Personen- und Nutzfahrzeugen. Es hatte zum Ziel, klimaneutrale Produktionsweisen aufzuzeigen und neue zu entwerfen. Ein Konsortium aus sechs Industrieunternehmen und drei Instituten der Leibniz Universität Hannover hatte ihre Möglichkeiten und Kompetenzen gebündelt, um ressourcen- und energieeffiziente Prozessketten zur Produktion von Antriebsstrang- und Fahrwerkskomponenten im Sinne einer Dekarbonisierung zu entwickeln. Betrachtet wurden die Herstellphase der Komponenten in der Automobilindustrie und bei ihren Zulieferern und die Nutzungsphase der Komponenten im Betrieb von Fahrzeugen. Dargestellt werden zunächst in Kapitel 2 vorhandene, aber noch nicht allgemein genutzte Möglichkeiten der Energie- und Ressourceneinsparung und dann in Kapitel 4 in Forschungsarbeiten neu entwickelte innovative Ansätze für eine klimaneutrale Produktionsweise. Als konkretes Ergebnis wurden vier energie- und ressourceneffiziente Prozessketten zur Produktion von Antriebsstrang- und Fahrwerkskomponenten praktisch umgesetzt und für Planungs- und Steuerungszwecke ein digitaler Demonstrator entwickelt. Die Ergebnisse des Verbundprojektes wurden und werden veröffentlicht, sie beschränken sich auf den vorwettbewerblichen Raum.

Ausgangssituation

„Mobil zu sein ist ein menschliches Grundbedürfnis, in dem sich weitaus mehr als der Wunsch nach Bewegung widerspiegelt. Mobilität bedeutet Unabhängigkeit und Individualität, aber auch die Teilhabe an der Gemeinschaft und die Erfahrung von gesellschaftlichem Miteinander.“ So beschrieb acatech bereits 2006 den Treiber der Verkehrsentwicklung und prognostizierte ein stetiges Wachstum des Individual- und Transportverkehrs [ACA06]. Dieser tatsächlich eingetretenen Entwicklung steht gegenüber, dass Fahrzeuge heute und in naher Zukunft noch überwiegend durch Verbrennungsmotoren angetrieben werden und durch die Verbrennung CO₂ freisetzen. Auch bei der Herstellung der Fahrzeugkomponenten werden bisher nur negative Energiebilanzen erreicht.

Nach einer Statistik des Umweltbundesamtes betragen die Emissionen des Verkehrs in Deutschland in 2014 160 Millionen Tonnen CO₂-Äquivalent. Dies entspricht 18 % der deutschen Treibhausgasemissionen [UMW16]. Zugleich trägt die Produktion von Fahrzeugen und ihren Komponenten erheblich zum Energie- und Ressourcenverbrauch bei. So entfielen in 2012 11,2 % (29,4 Mio. Tonnen CO₂) des gesamtdeutschen Stromverbrauchs auf die Metallerzeugung und -bearbeitung und 6,0 % (15,8 Mio. Tonnen CO₂) auf den Maschinen- und Fahrzeugbau [BMW13, OEK10, AGE16].

Der gegenwärtige Energiebedarf in Deutschland liegt bei mehr als 2.300 TWh. Er teilt sich auf vier zentrale Bereiche auf, wie in Bild 1-1 links anhand von Daten des Umweltbundesamtes dargestellt ist. Die Verkehrs- und Industriesektor erfordern dabei 56 % der gesamten Energie. Der Energiebedarf muss im Kontext mit dem damit verbundenen CO₂-Ausstoß und der damit verbundenen Erderwärmung gesehen werden, deren Verlauf in Bild 1-1 rechts für die letzten 60 Jahre wiedergegeben ist.

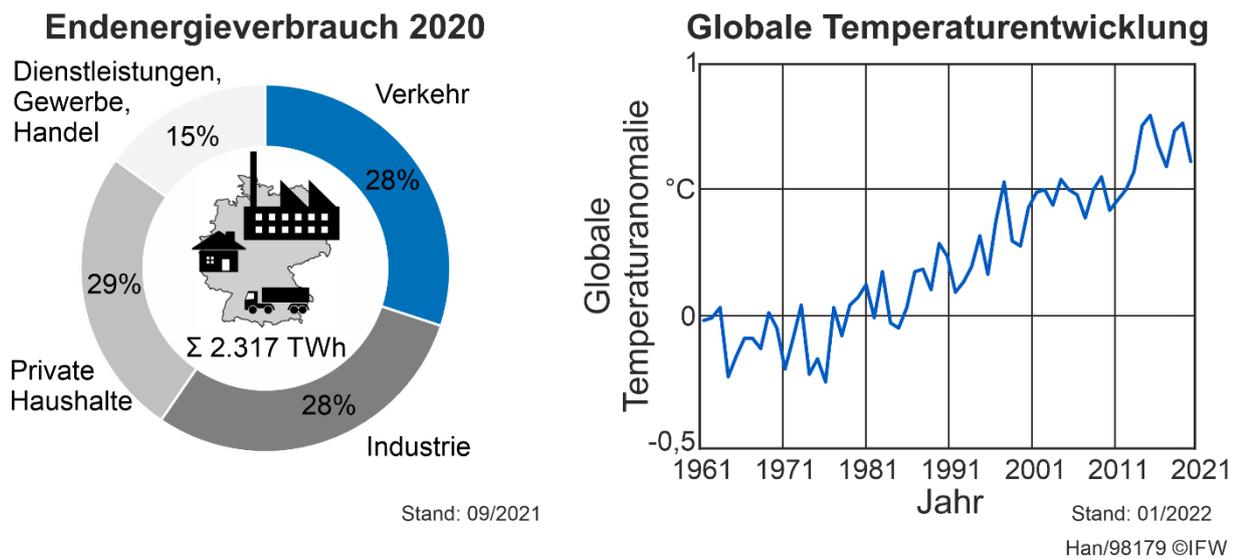


Bild 1-1: Ausgangssituation, Energieverbrauch und Temperaturentwicklung

Um einer gefährlichen weltweiten Entwicklung entgegenzuwirken, wurde 2015 auf internationaler Ebene in der Pariser Weltklimakonferenz vereinbart, die globale Erwärmung auf deutlich unter 2 °C, idealerweise sogar auf 1,5 °C zu begrenzen. Dazu ist bis 2030 eine Reduktion der Emissionen um 45 % im Vergleich zum Jahr 2010 notwendig und ab 2050 dürfen keine Emissionen mehr zugelassen werden. Deutschland hat sich diesen Vorgaben angeschlossen. Wegen des hohen Anteils am Energiebedarf von 56 % (Bild 1-1) in unserem Lande, die auf Verkehr und produzierende Industrie entfallen, kommt gerade diesen Bereichen eine hohe Verantwortung zu. Hier kann die Produktionstechnik mit der Entwicklung und Umsetzung ressourceneffizienter Produktionsverfahren und klimafreundlicher Fahrzeuge einen zentralen Beitrag leisten.

Motivation

Prozesse und Prozessketten zur Produktion von Komponenten des Antriebsstranges und des Fahrwerks haben in der Herstellung und in der Nutzung von Fahrzeugen ein deutliches Potenzial für eine Ressourcen- und Energieeinsparung. In der Herstellung lassen sich mit innovativen Fertigungsverfahren neuartige Prozessketten entwickeln, deren Material- und Energieverbrauch gegenüber dem Stand der Technik erheblich günstiger ist. Für die Nutzung von Fahrzeugen kann der Energiebedarf durch konstruktive und fertigungstechnische Maßnahmen an den Fahrzeugkomponenten positiv beeinflusst werden. Für beide Bereiche des Produktlebenszyklus lassen sich so signifikante CO₂-Einsparungen im Fahrzeugbau und Verkehr realisieren.

2 Umsetzungspotenziale durch Nutzung vorhandenen Wissens

Fertigungstechnisches und tribologisches Grundlagenwissen und neuartige Gestaltungsmöglichkeiten bieten in geschickter Kombination interessante Potenziale. Makro- und mikrogeometrische Formgebung von Antriebs- und Fahrwerkskomponenten in Verbindung mit fluiddynamischen Effekten können zur Verschleiß- und Verlustreduzierung genutzt werden. Kenntnisse der Randzonenbeeinflussung durch mechanische und thermische Bearbeitungsverfahren bieten die Möglichkeit, bewegte Massen durch Festigkeitssteigerungen hochbeanspruchter Komponenten im Antriebsstrang und Fahrwerk zu verringern und damit Material und Energie einzusparen. Diese Ansätze können gleichermaßen für Antriebe mit Verbrennungsmotoren und elektrische Antriebe genutzt werden, was sie in jedem Fall auch für die weitere Zukunft interessant macht.

In diesem Bericht werden zunächst die betrachteten Antriebsstrang- und Fahrwerkskomponenten, die in diesem Verbundprojekt behandelt werden, und ihre zugehörigen Prozessketten vorgestellt (Kapitel 2). Dazu werden die Umsetzungspotenziale zur Energie- und Ressourceneffizienz aufgezeigt, die sich aus Vorarbeiten und der Literatur ableiten lassen. Sie werden auf die in den weiteren Untersuchungen behandelten Fahrzeugkomponenten bezogen und auf ihre Wirksamkeit geprüft. Der Einfluss der Oberflächenfeingestalt und der physikalischen Randzoneneigenschaften auf das tribologische Verhalten ist im Grundsatz bekannt, muss jedoch an konkreten Bauteilen dieses Verbundprojektes auf ihre praktische Nutzung im Fahrzeug im Sinne der ökologischen Zielsetzung erprobt werden. Um dies zahlenmäßig bestimmen zu können, bedurfte es einer ökologischen Bewertungsmethode, die den späteren Entwicklungen in diesem Verbundprojekt vorgeschaltet wurde. Dabei waren grundsätzlich zwei Bewertungslinien zu betrachten, die Herstellungs- und die Nutzungsphase.

Durch die einmaligen Möglichkeiten, die ein Verbundprojekt bot zwischen Forschungsinstituten und der Industrie, mit Werkzeug- und Werkzeugmaschinenherstellern, mit Zulieferern und Fahrzeugherstellern konnten reale Serienbauteile mit neuen, innovativen Technologien gefertigt werden und in Industriepraxis üblichen Tests auf ihre ökologischen Effekte untersucht oder auch optimiert werden. Darüber wird in Kapitel 4 berichtet. Es werden Lösungsansätze aufgezeigt, die die Energieeffizienz in der Herstellungs- und Nutzungsphase der Komponenten steigern können.

2.1 Zylinderlaufbuchse

In Antrieben mit Verbrennungsmotoren sind Kolben und Zylinder zentrale Elemente. Diese Kolben-Zylindergruppe wandelt die Energie der Verbrennung um in mechanische Energie der Bewegung. Sie wird dabei hohen Drücken und Temperaturen ausgesetzt. Kolbenringe dichten den Brennraum gegen die Umgebung ab. Sie leiten zudem einen Teil der im Kolben gespeicherten Wärme an die Lauffläche oder Laufbuchse ab. Kolben samt Kolbenringen und die Laufbuchse im Verbund mit dem Schmieröl bilden ein tribologisches System. Betriebspunktabhängig entfällt auf die Kolbengruppe ein Anteil von bis zu 60 % der innermotorischen Reibung. Sie kann daher einen erheblichen Einfluss auf eine Effizienzsteigerung im Betrieb und auf eine Verringerung der Emissionen nehmen. Hinzu kommt, dass mit verringerter Reibung auch eine Minderung des Verschleißes der bewegten Teile und des die Umwelt relevanten Ölverbrauchs einhergehen [FLO07, ULM15].

Die Reibverhältnisse zwischen Zylinderlaufbuchse und Kolben lassen sich durch die geometrische Gestaltung und die Oberflächenfeingestalt der Laufbuchse beeinflussen. Die

Reibverhältnisse können durch Reduzieren der Festkörperreibung und Erhöhen des Gleitreibungsanteils verbessert werden. Die Gleitreibung wird durch die Relativgeschwindigkeit der Reibpartner, durch deren Werkstoffe, den Anpressdruck, die makro- und mikrogeometrischen Eigenschaften der Oberfläche sowie durch die Schmiermitteleigenschaften, wie die Viskosität, bestimmt. Bewertungsgrößen des tribologischen Systems sind der Schmierfilmaufbau, das Ölrückhaltevolumen und der Verschleiß der Reibpartner [CZI15]. Um die Festkörperreibung zu minimieren, lassen sich angepasste Schmiermittel, Topografieänderungen sowie Mikrostrukturierungen nutzen [KÄS13, DEN15]. Mikroskopische Kavitäten in der Oberfläche eines der Reibpartner, das sind Mikroschmieraschen, bieten zwei Vorteile: Zum einen sammelt sich in der Kavität ein Teil des Schmiermittels und wird dort zurückgehalten, was einem ungewollten Schmierfilmabriss entgegenwirkt. Zum anderen wird über die mit Schmierstoff gefüllten Mikrokavitäten ein Tragdruck aufgebaut, der den direkten Oberflächenkontakt der beiden Reibpartner verhindert. Der Tragdruck ist abhängig von der Geometrie der Mikroschmieraschen, der Relativgeschwindigkeit und von der Schmierstoffhöhe. Dies bietet die interessante Möglichkeit, die Geometrie der Mikroschmieraschen an unterschiedliche tribologische Systeme anzupassen, um ihre Wirkung zu maximieren [DEN12, ULM13, FAS13, ULM15]. Bild 2-1 vergleicht die Topografie einer mit Mikroschmieraschen ausgestatteten gehonten Oberfläche (rechts) mit einer nur gehonten Oberfläche (links).

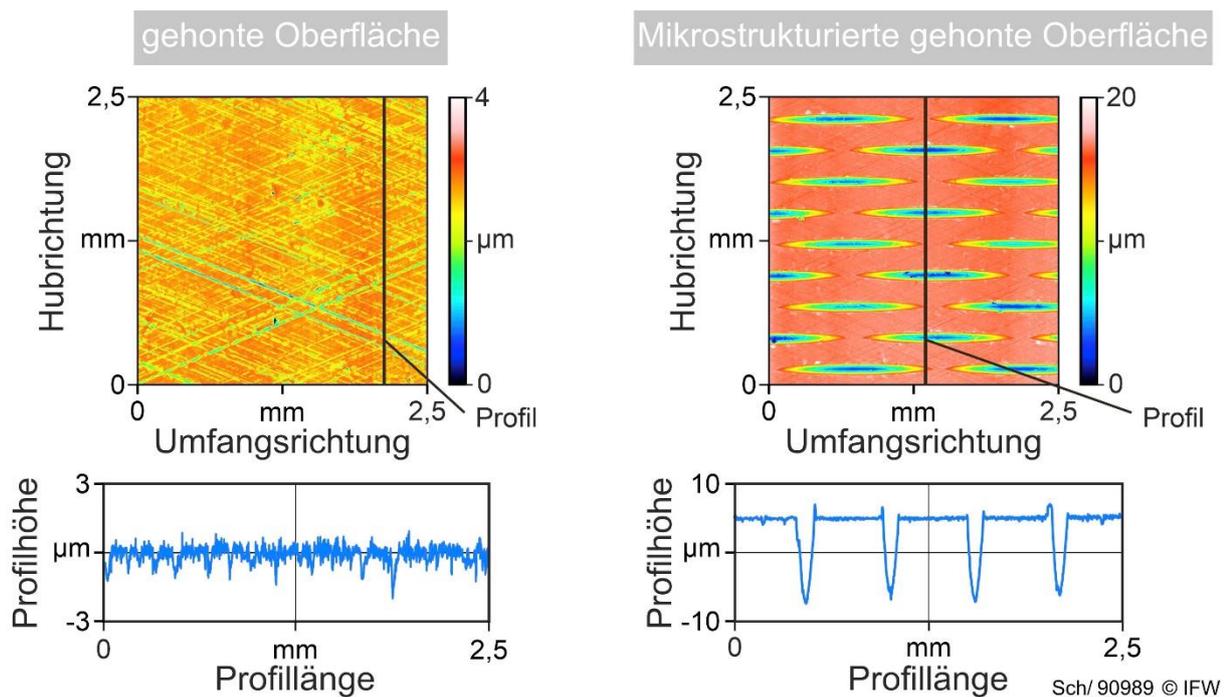


Bild 2-1: Gehonte Oberfläche (links), gehonte und mikrostrukturierte Oberfläche (rechts)

Die reibungsmindernde Wirkung von Mikrostrukturen wurde in verschiedenen Arbeiten festgestellt. Beispiele für ihre Wirkung sind in Bild 2-2 anhand von Tribometer- und Motoruntersuchungen wiedergegeben.

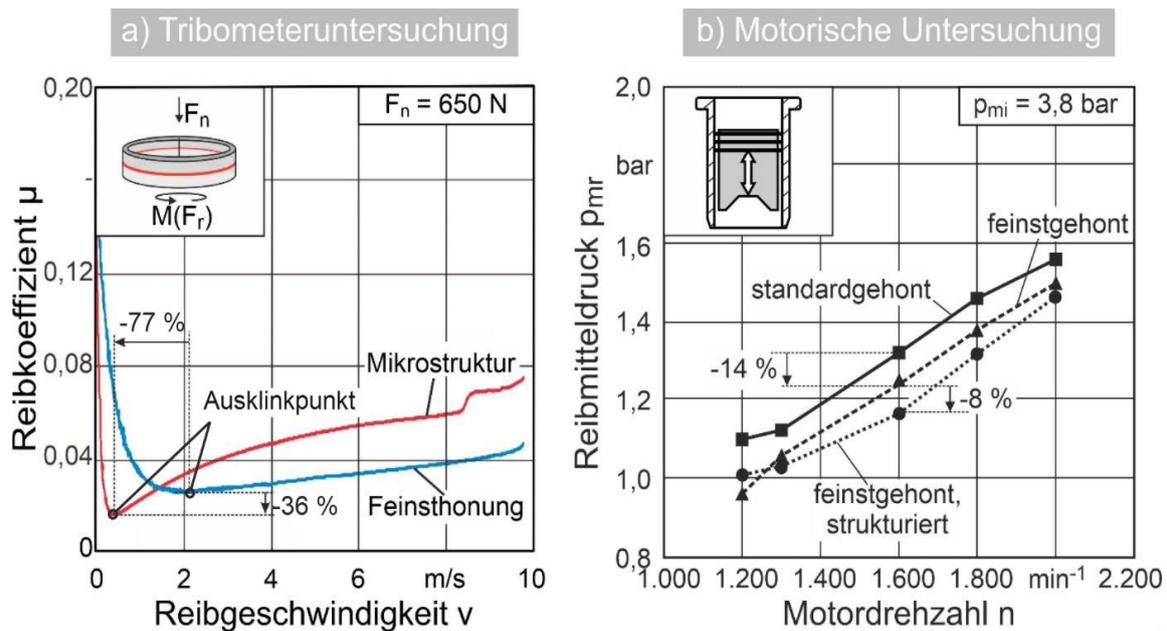


Bild 2-2: Reibungsreduktion durch Mikrostrukturierung von Reibflächen [KÄS13, ULM15]

Untersuchungen am Tribometer zeigten, dass sich bei mikrostrukturierten Flächen im Vergleich zu unstrukturierten Flächen einerseits der Reibkoeffizient erheblich verringert, sich andererseits der Ausklinkpunkt der Stribeckkurve um bis zu 77 % hin zu niedrigeren Relativgeschwindigkeiten verschiebt [KÄS13, ULM13, ULM15].

Experimentelle Untersuchungen an einem Motorprüfstand bestätigen das Potenzial mikrostrukturierter Zylinderlaufbahnen. Anhand von Prüfstands- und Fahrzeugflottenversuchen wurde gezeigt, dass verglichen mit Serienhonungen mikrostrukturierte Laufbahnen einen um 70 - 85 % geringeren Ölverbrauch und einen um 50 - 60 % geringeren Verschleiß der Kolbenringe aufweisen [ABE06]. An einem Floating-Liner-Einzylinderprüfstand auf Nutzfahrzeugbasis führten mikrostrukturierte Zylinderlaufbuchsen im Vergleich zur Serienhonung zu einer um über 50 % reduzierten Kolbengruppenreibung [ULM13, ULM15, PAS21]. Damit verbunden wurde eine Reduzierung des Gesamtmotorreibmitteldrucks, welcher die mechanischen Verluste des Verbrennungsmotors klassifiziert, um bis zu 20 % beobachtet [GOL04, ULM15, PAS21].

Konventionelles Honen erzeugt zylindrische Flächen. Gezielt eingebrachte nichtzylindrische und unrunde Geometrien in der Laufbuchse können die Reibung zusätzlich reduzieren. Es lassen sich so Verzüge, die bei der Montage entstehen, und mechanisch und thermisch induzierte thermoelastische Verzüge während des Motorbetriebs ausgleichen [KÖH11, WEL14]. Durch eine angepasste Geometrie und eine damit verbundene Verzugskompensation konnte im Motorbetrieb eine lokale Reibungsminderung erreicht

werden, wie es in

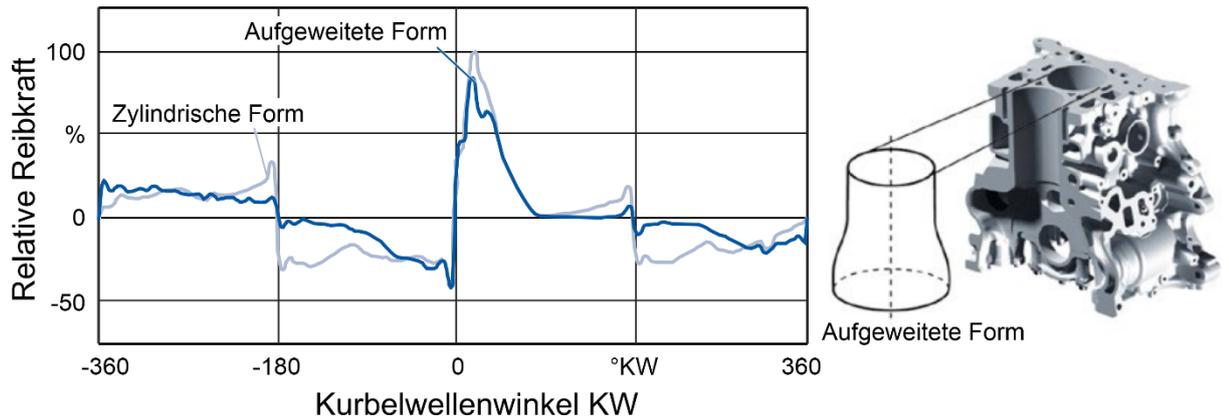


Bild 2-3 anhand der Messung an einem Serienmotor mit variablem Zylinderdurchmesser dargestellt ist. Damit konnte eine Reduktion der Reibung um bis zu 4 % erreicht werden [LAN18]. Die Laufbuchse wurde mit veränderlichem Durchmesser durch Formhonen hergestellt [DRO17, WIE11].

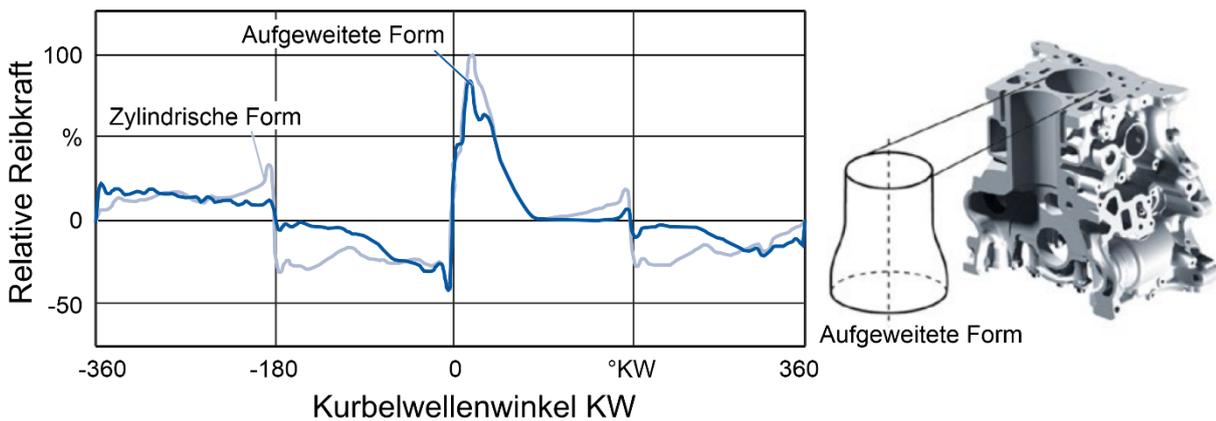


Bild 2-3: Reduktion der Reibkraft in der Zylinderlaufbuchse durch gezieltes Formhonen (nach [LAN18])

In Bild 2-4 ist eine Prozesskette zur Herstellung einer Zylinderlaufbuchse dargestellt. Dem Drehen folgt das Innenhonen. Dabei werden Form- und Maßabweichungen aus dem vorangegangenen Drehprozess minimiert.



Sch/108034 © IFW

Bild 2-4: Prozesskette der Zylinderlaufbuchse

Das Honen ist aus Umweltgründen aber ungünstig; denn damit die feinen Körnungen der Honleisten sicher vom Schleifschwamm freigespült werden, müssen große Mengen Honöl eingesetzt werden. Dies ist mit hohen ökologischen Kosten und bei größerem Materialabtrag mit langen Bearbeitungszeiten verbunden. Deswegen gewinnt die Trockenbearbeitung von Zylinderlaufbuchsen durch Drehen an Bedeutung. Neben dem Vorteil einer höheren Zerspanleistung besteht beim Drehen die Möglichkeit, Zylinderlaufbuchsen gesteuert innen mit optimierten Freiformflächen zu versehen und zugleich eine gezielte Mikrostrukturierung vorzunehmen. Dies ist durch einen Honprozess nicht in gleicher Weise zu realisieren.

Allerdings muss nach dem Drehen noch ein Finishhonen erfolgen, um die erforderliche Oberflächengüte zu erreichen [FLO07, KAR16, BRE08].

Die an sich bekannten Maßnahmen zur Reibungsreduktion sind also die Kompensation von ungünstigen Verformungen und das Einbringen von tribologisch günstigen makro- und mikrogeometrischen Formen. Eine Kombination sämtlicher Maßnahmen wurde bisher noch nicht gleichzeitig realisiert.

Es wurden bereits unterschiedliche Maßnahmen zur Reibungsreduktion publiziert und industriell angewendet. Dazu zählen das Honen oder das Beschichten von Zylinderlaufbahnen, um eine besonders glatte Oberfläche zu erhalten [BOB08, ETS10, LAW16]. Ein Ansatz ist – wie erläutert – das gezielte Einbringen von Mikroschmieraschen in die Laufbahn. Dies erfolgt im industriellen Rahmen bisher überwiegend durch Laserablation [ABE04]. Die geringe Produktivität dieses Prozesses verhindert allerdings bisher den großflächigen Einsatz der Mikroschmieraschen. Kästner entwickelte in [KÄS13] erstmals einen einschneidigen Drehfräsprozess, mit dem Schmieraschen spanend in gehobte Oberflächen prozesssicher eingebracht werden können.

Eine Weiterentwicklung dieses Ansatzes stellen aktorische Werkzeuge dar. Die Produktivität wird durch die Strukturierungsfrequenzen bestimmt. Frequenzen von 2,5 kHz steigern die Produktivität gegenüber der Laserstrukturierung um das Sechsfache. Brecher et al. [BRE08, SCH10] entwickelten ein piezoaktorisches Werkzeug, das das Unrundbohren und Mikrostrukturieren von Gusseisen-Zylinderlaufflächen mit Bohrungsdurchmessern von $d_{\text{wst}} = 84 \text{ mm}$ ermöglichen soll. Ergebnisse wurden bisher nur zum Bohrprozess veröffentlicht. Ein von Dahmann und Denkena entwickeltes piezoaktorisches Strukturierungswerkzeug mit integrierten Honleisten ermöglicht das Einbringen von Mikroschmieraschen [DAH17, DAH22].

2.2 Fahrwerkskomponenten

Generell werden Prozessketten entscheidend von der Losgröße beeinflusst. Bild 2-5 zeigt Prozessketten für Fahrwerksteile am Beispiel eines Schwenklagers für unterschiedliche Losgrößenbereiche. Die klassische Prozessfolge in der Großserienfertigung umfasst Gießen in Kokillen und mechanische Bearbeitung.



Bild 2-5: Prozessketten zur Fahrwerkskomponentenherstellung

Die Masse eines Schwenklagers wird im Wesentlichen durch das Gießen bestimmt. Dabei sind Wandstärken und überhaupt die Massenverteilung von gießtechnischen Restriktionen abhängig, unter anderem vom Formfüllungsvermögen. Neuere Untersuchungen zeigen, dass durch Laserstrukturieren der Gussformen die Fließweglänge der Gusschmelze erhöht wird [KNO18, GIE16]. Damit können geringere Wandstärken vergossen werden. Die Gussteile lassen sich mit Massereduktionen bis zu 10 % fertigen. In der Herstellung werden dadurch der Material- und Energiebedarf verringert. In der Nutzungsphase bewirkt die geringere Fahrzeugmasse eine Reduzierung des CO₂-Ausstoßes.

Wegen der hohen thermischen Belastung haben Gussformen eine begrenzte Lebensdauer. Die Aufbereitung und Instandsetzung von Gussformen durch Reparaturschweißen und eine anschließende mechanische Feinbearbeitung wird aktuell zumeist manuell durchgeführt. Hier bieten sich durch einen automatisierten Reparaturschweiß- und Endbearbeitungsprozess erhebliche Optimierungspotenziale, auch z.B. bezogen auf die Lebensdauer der Gussformen [BEN19]. Zudem kann das Verschleißverhalten der Gussformen durch geeignete Materialaufschweißungen und eine gezielte mechanische Bearbeitung optimiert werden. In diesem Kontext ist eine automatisierte hybride Fertigung bestehend aus Direct Energy Deposition (DED) und Fräsbearbeitung interessant.

Unterschiedliche Fahrwerksspezifikationen bedeuten in der Regel eine große Variantenzahl. Für jede Variante ist meist eine Gussform notwendig. Durch additive Fertigung lässt sich die Variantenzahl verringern. Additive Fertigungsverfahren bieten neue Möglichkeiten der Gestaltung und Flexibilität [GIB15]. Sie ermöglichen lokal komplexe Elemente auf Halbzeuge aufzubringen [DEN18a, KÖH19]. Das können Verstärkungs- und Versteifungsstrukturen sowie individuelle Geometrien zur Befestigung von weiteren Fahrwerkskomponenten sein. Halbzeuge lassen sich lokal verstärken und an die jeweiligen Anforderungen der Derivate anpassen. Besondere Relevanz für den Automobilsektor hat das WAAM-Verfahren aufgrund seiner hohen Materialauftragsrate im Vergleich zu additiven Pulverbettverfahren und der geringen Betriebskosten [DEN18a]. Durch angedruckte Formelemente und ihre mechanische Behandlung können Bauteileigenschaften gezielt eingestellt werden [WIL16, COU16, DEN20e, DEN22b]. Einzelne oder wenige Komponenten lassen sich direkt durch additive Fertigungsverfahren herstellen. Hierdurch entfallen das Gießen und die damit verbundenen Aufwände zur Gussformherstellung.

2.3 Antriebsgelenkwelle

Antriebsgelenkwellen sind erforderlich, um die nicht fluchtenden Teile des Antriebsstrangs zu verbinden. Die Antriebsgelenkwelle besteht aus einer mittleren Profilwelle und zwei stirnseitigen Gelenken (Bild 2-6). Innerhalb der Gelenke werden die Kräfte durch Kugeln im Gleichlauf- oder Kugelverschiebegelenk und von Rollen im Tripodegelenk auf die entsprechenden Laufbahnen übertragen.

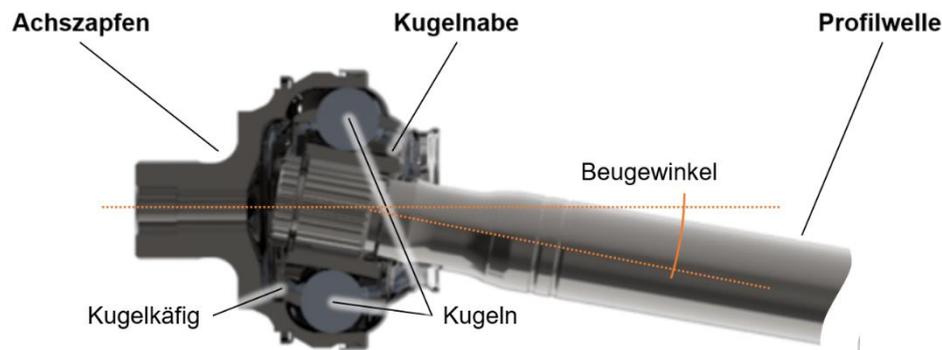


Bild 2-6: Radseitiges Festgelenk unter Beugewinkel in einer Antriebsgelenkwelle

Aufgrund der hohen Flächenpressungen in den Kontaktpunkten müssen die Kugellaufbahnen in Kugelnabe und Achszapfen gehärtet werden. Beim klassischen Härteprozess wandelt sich das kubisch raumzentrierte α -Eisen in eine tetragonal verzerrte Martensitstruktur um. Jedoch kommt es aufgrund dieser thermischen Umwandlungen auch zu Volumen- und Formänderungen, die wegen enger Bauteiltoleranzen durch Hartbearbeitung korrigiert werden müssen.

Durch Verzugskompensation kann der systematische Anteil des Bauteilverzugs bereits in der Weichbearbeitung vorgehalten und der stochastische Anteil des Bauteilverzugs minimiert werden [DEN18b]. Durch eine gezielte Prozessregelung ist es zusätzlich möglich, auf dynamische Schwankungen in der Fertigung zu reagieren, sodass Ausschuss minimiert werden kann. Die so verkürzte Prozesskette wirkt sich aufgrund der reduzierten Prozesse und der geringeren Gesamtproduktionszeit günstig auf den Energiebedarf eines Bauteils aus.

Neben den Kugelkontaktflächen wird die Außenfläche des Achszapfens partiell gehärtet. So soll die Verschraubkraft zwischen radseitigem Festgelenk und der Radnabe über die gesamte Lebensdauer erhalten bleiben, damit es nicht zum Rutschen und zu Oberflächenschäden kommt. Die Härtung der Radlageranlaufflächen kann statt durch Wärmebehandlung durch Festwalzen der durch Pressung beanspruchten Flächen erreicht werden. Dies ist energetisch erheblich günstiger.

Die Profilwelle wird konventionell in zwei Varianten ausgeführt. Vollwellen werden nur an den Funktionsflächen spanend bearbeitet. Diese Ausführung ist leicht variierbar und in der Fertigung energieeffizient. Die große Masse des Bauteils wirkt sich jedoch negativ im Betrieb eines Fahrzeugs aus. Die alternative Variante, die hohle Leichtbauwelle, wird konventionell massivumformend hergestellt, was die Flexibilität und Energieeffizienz drastisch reduziert. Eine innovative Neuentwicklung vereint die Vorzüge beider Varianten ohne deren Nachteile: Eine Hohlwelle wird 3-teilig ausgeführt: der mittlere Teil ist ein Rohr in flexibler Länge, die Enden werden aus Stangenmaterial spanend bearbeitet [CLE13]. Die Teile werden miteinander verschweißt. Durch Festwalzen kann die Schweißnaht zudem gegen dynamische Torsionsbelastung verstärkt werden, wodurch sich die Wandstärken der Baugruppe noch verringern lassen mit der Folge von Material- und Massereduzierung [STU15].

Das Prinzip der Reibungsminderung durch Mikrostrukturen lässt sich auch auf Gleichlaufgelenke anwenden. Während einer Umdrehung bewegen sich die Wälzelemente im Gelenk auf geraden Bahnen mit zwei Umkehrpunkten. In den Umkehrpunkten ist ihre Geschwindigkeit Null. Zwischen den Umkehrpunkten werden die Wälzkörper beschleunigt und abgebremst. Während der Bewegung baut sich ein Schmierfilm mit reiner Flüssigkeitsreibung auf, in den Umkehrpunkten entsteht verschleißkritische Misch- und Festkörperreibung. Hier

bieten Mikrostrukturen Vorteile. Es ist zu erwarten, dass die Energieeffizienz in der Nutzungsphase gesteigert wird. Dieser Effekt konnte bereits an Schrägkugellagern mit ähnlichen Kontaktbedingungen nachgewiesen werden (Bild 2-7) [NEU15, DEN16].

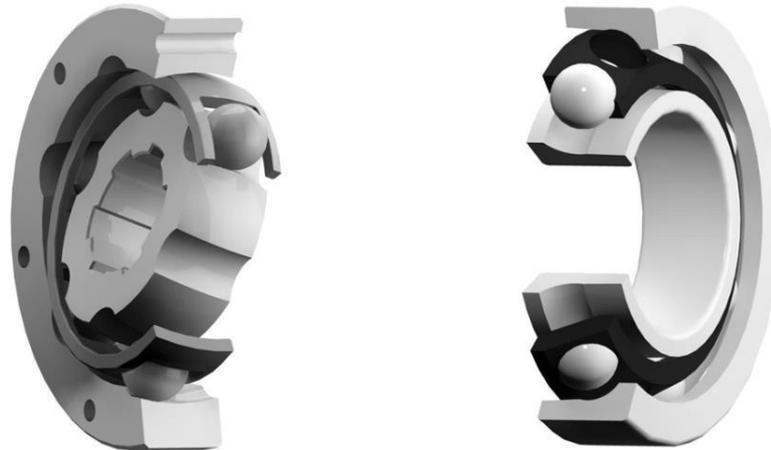


Bild 2-7: Schematische Darstellung eines Gleichlaufgelenks (links) und eines Schrägkugellagers (rechts) [NEU15]

2.4 Flügelzellenpumpe

Flügelzellenpumpen sind Verdrängerpumpen, die häufig (ca. 95 %) als Hydraulikpumpen in Fahrzeugen (z. B. Lenkhilfepumpe) eingesetzt werden. Sie bestehen aus einem Stator und einem Rotor sowie im Rotor verschiebbaren Flügeln. Der Aufbau ist in Bild 2-8 dargestellt. Durch die Zentrifugalkraft und den Systemdruck werden die Flügel an die Innenwand des Stators gedrückt und bilden so abgeschlossene Kammern. Wegen seiner Exzentrizität verändert sich bei Rotation des Rotors das Volumen in den Kammern. So bildet sich in der Pumpe ein Niederdruckbereich aus, der Fluid ansaugt, und ein Hochdruckbereich, aus dem Fluid verdrängt wird [FAB05].

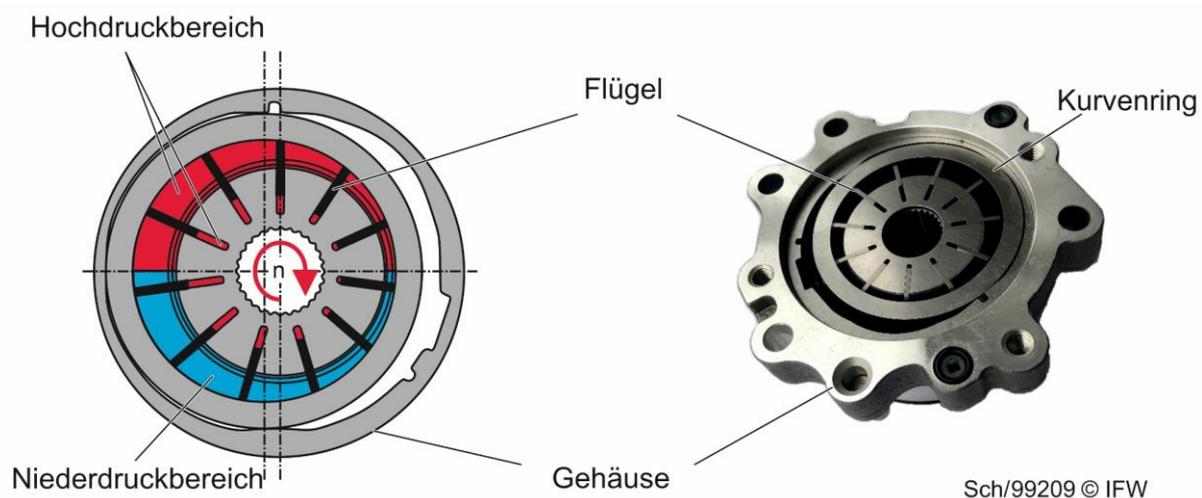


Bild 2-8: Funktionsprinzip der Flügelzellenpumpe

Ein Ansatz zur Reibungsminderung sind Mikroschmirtaschen (vgl. Kapitel 2.1) auf den Kontaktflächen. Der Effekt dieser wurde bisher noch nicht für Flügelzellenpumpen analysiert.

2.5 Ökologische Bewertung von Produktionsprozessen

Die im Rahmen des Verbundprojektes betrachteten und entwickelten Prozessketten haben zum Ziel, den Energiebedarf bei der Herstellung und Nutzung eines Kraftfahrzeugs zu reduzieren. Zur Quantifizierung wird eine spezielle Methode benötigt, die die Wechselwirkungen zwischen Prozessen innerhalb von Prozessketten berücksichtigt. Bisherige Ansätze fokussieren das Produkt als Ganzes oder einzelne Prozesse [ARA14, MAT11, PRI16].

Es gibt mehrere Ansätze für die Bewertung des Gesamtenergiebedarfs. Die wichtigsten Ansätze sind der kumulative Energiebedarf (KEA) und der Embodied-Energy-Ansatz. Die Ansätze ähneln sich deutlich, haben jedoch unterschiedliche Systemgrenzen. Während der kumulative Energiebedarf alle Prozesse von der Herstellung bis zur Entsorgung eines Produkts berücksichtigt [VDI12], betrachtet der Embodied-Energy-Ansatz nur die Herstellung des Produkts [EUR19] und ist somit Bestandteil des KEA. Der KEA besteht dabei aus der Summe der einzelnen Energiebedarfe, die sich aus verschiedenen Stoffströmen innerhalb definierter Systemgrenzen ergeben und setzt sich aus den wichtigsten Ergebnissen aus [ARA14, DAH04, MAT11, SCH17, PRI16] gemäß Gleichung 2-1 wie folgt zusammen.

$$KEA = E_{Maschine} + E_{KSS} + E_{Werkzeug} + E_{Werkstück} \quad (2-1)$$

Der Energiebedarf einer Werkzeugmaschine während der Bearbeitung wird durch $E_{Maschine}$ repräsentiert (Gleichung 2-2). Den Energiebedarf, der durch den verbrauchten Kühlschmierstoff m_{KSS} benötigt wird, stellt E_{KSS} dar. Der Werkzeugverschleiß $m_{Werkzeug}$ ist in $E_{Werkzeug}$ berücksichtigt. Schließlich stellt $E_{Werkstück}$ die Energie dar, die durch das gefertigte Werkstückmaterial $m_{Werkstück}$ aufgebracht wurde. Der Energiebedarf der Werkzeugmaschine lässt sich weiterhin aufschlüsseln zu:

$$E_{Maschine} = E_{Standby} + E_{Spindel} + E_{Achsen} + E_{Bearbeitung} \quad (2-2)$$

Der Energiebedarf E_{KSS} wird gemäß Gleichung 2-3 berechnet, wobei KEA_{KSS} den Energiebedarf für den Produktions-, Wiederaufbereitungs- und Recyclingprozess sowie für die Bereitstellung des Kühlschmierstoffs selbst beinhaltet.

$$E_{KSS} = KEA_{KSS} \cdot m_{KSS} \quad (2-3)$$

Ähnlich erfolgt die energetische Bewertung des Werkzeugverschleißes gemäß Gleichung 2-4 sowie des Rohmaterials gemäß Gleichung 2-5.

$$E_{Werkzeug} = KEA_{Werkzeug} \cdot m_{Werkzeug} \quad (2-4)$$

$$E_{Werkstück} = KEA_{Werkstück} \cdot m_{Werkstück} \quad (2-5)$$

Bei mehreren Prozessen können die einzelnen Komponenten von Gleichung 2-1 addiert werden. Ist eine Anzahl n von Prozessen zu berücksichtigen, werden die einzelnen Energieanteile zusätzlich gemäß Gleichung 2-6 summiert.

$$KEA_i = \sum_{i=1}^n E_{Maschine} + \sum_{i=1}^n E_{KSS} + \sum_{i=1}^n E_{Werkzeug} + \sum_{i=1}^n E_{Werkstück} \quad (2-6)$$

Aus Gleichung 2-6 wird deutlich, dass die Abhängigkeiten zwischen den Prozessen in Form der Produktivität der Prozesskette, z.B. in Form von Leerlaufzeiten oder Qualitätsverlusten, nicht berücksichtigt werden. Eine Umweltbewertung auf der Basis des Energiebedarfs von

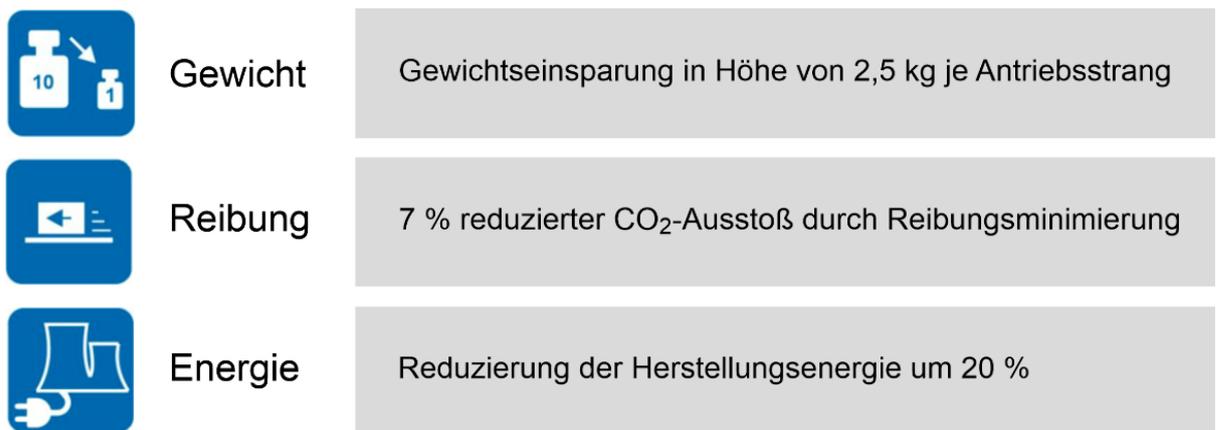
Prozessketten ist daher bisher nicht möglich. Die Umweltauswirkungen von Prozessketten werden bei der Feinplanung und Fertigungssteuerung noch nicht ausreichend berücksichtigt.

3 Zielsetzung und Projektstruktur

3.1 Zielsetzung

Fertigungstechnisches und tribologisches Grundlagenwissen und neuartige Gestaltungsmöglichkeiten bieten in geschickter Kombination interessante Potenziale. Makro- und mikrogeometrische Formgebung von Antriebskomponenten in Verbindung mit fluiddynamischen Effekten können zur Verschleiß- und Verlustreduzierung genutzt werden. Kenntnisse der Randzonenbeeinflussung durch mechanische und thermische Bearbeitungsverfahren lassen sich verwenden, um bewegte Massen durch Festigkeitssteigerungen hochbeanspruchter Komponenten im Antriebsstrang und Fahrwerk zu verringern und damit Material- und Energieeinsparungen zu erreichen. Diese Ansätze können gleichermaßen für Antriebe mit Verbrennungsmotoren und elektrischen Antrieben genutzt werden, was sie in jedem Fall auch für die weitere Zukunft interessant macht.

Ziel des Vorhabens war die **Optimierung von Gewicht, Reibung und Lebensdauer unter Einsatz von produktiven, prozesssicheren und ressourceneffizienten Produktionstechnologien**. Dazu wurden Prozessketten entwickelt, um die Energieeffizienz von Fahrzeugkomponenten in der Herstellungs- und Nutzungsphase zu erhöhen. Bild 3-1 fasst die Gesamtziele zahlenmäßig zusammen. Forschungsschwerpunkt waren Prozessketten für die Fertigung von Antriebs- und Fahrwerkskomponenten.



Han/109263©IFW

Bild 3-1: Zielsetzung des Verbundprojekts „Antriebsstrang 2025“

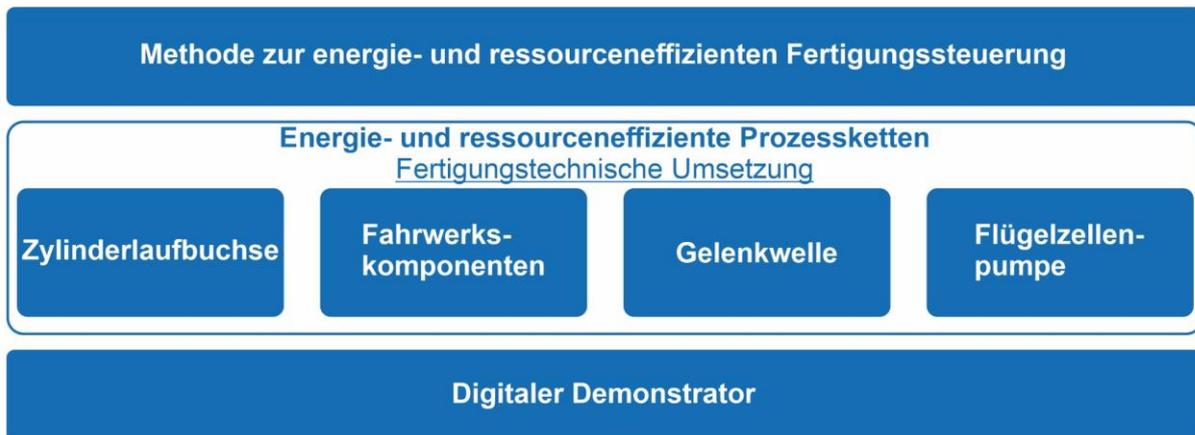
3.2 Konsortium

Das Verbundvorhaben wurde durch das Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz (BMWK), vertreten durch den Projektträger Jülich (PTJ) gefördert. Die beteiligten Institutionen waren neben drei Forschungsinstituten der Leibniz Universität Hannover (IFW, IMKT und ITV) sechs Industriepartner. Diese waren:

- DMG MORI AG (GILDEMEISTER Drehmaschinen GmbH)
- DMG MORI Ultrasonic Lasertec GmbH,
- Robert Bosch GmbH,
- ECOROLL AG,
- Gühring KG,
- Volkswagen AG und
- Gehring Technologies GmbH.

3.3 Projektstruktur

Im Projekt wurden Prozessketten zur Herstellung von vier Antriebs- und Fahrwerkskomponenten betrachtet (Bild 3-2). Diese waren Fahrwerkskomponenten, die Antriebs-Gelenkwelle mit Achszapfen, Kugelnabe und Welle, die Flügelzellenpumpe und die Zylinderlaufbuchse. Solche Baugruppen werden in PKW und Nutzfahrzeugen verbaut. In diesen vier Teilprojekten wurde die Steigerung der Energie- und Ressourceneffizienz der einzelnen Prozessketten untersucht. Hierbei lag der Fokus auf der fertigungstechnischen Umsetzung. Es wurden neue innovative Methoden und Fertigungsverfahren in bestehende Prozessketten integriert oder neue optimierte Prozessketten entwickelt. Zusätzlich wurde eine Methode zur Energie- und ressourceneffizienten Fertigungssteuerung entwickelt und anhand einer Beispielprozesskette validiert. Die Ergebnisse dieses Teilprojekts bieten einen weiteren Ansatzpunkt zur Effizienzsteigerung von Fertigungsprozessketten. Abschließend wurde ein digitaler Demonstrator entwickelt, der es ermöglicht, die Ergebnisse der vorangegangenen Teilprojekte hinsichtlich Energie- und Ressourceneffizienz zu betrachten. Hierbei kann sowohl die Produktions- und Nutzungsphase als auch eine Lebensdauerbetrachtung der einzelnen Komponenten erfolgen und der CO₂-Fußabdruck der Bauteile kann ermittelt werden.



Pil/107849 © IFW

Bild 3-2: Projektstruktur

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Teilprojekte zu den einzelnen Antriebsstrang- und Fahrwerkskomponenten vorgestellt und jeweils eine energetische Bewertung der Verbesserungen im Sinne der Zielsetzung vorgenommen.

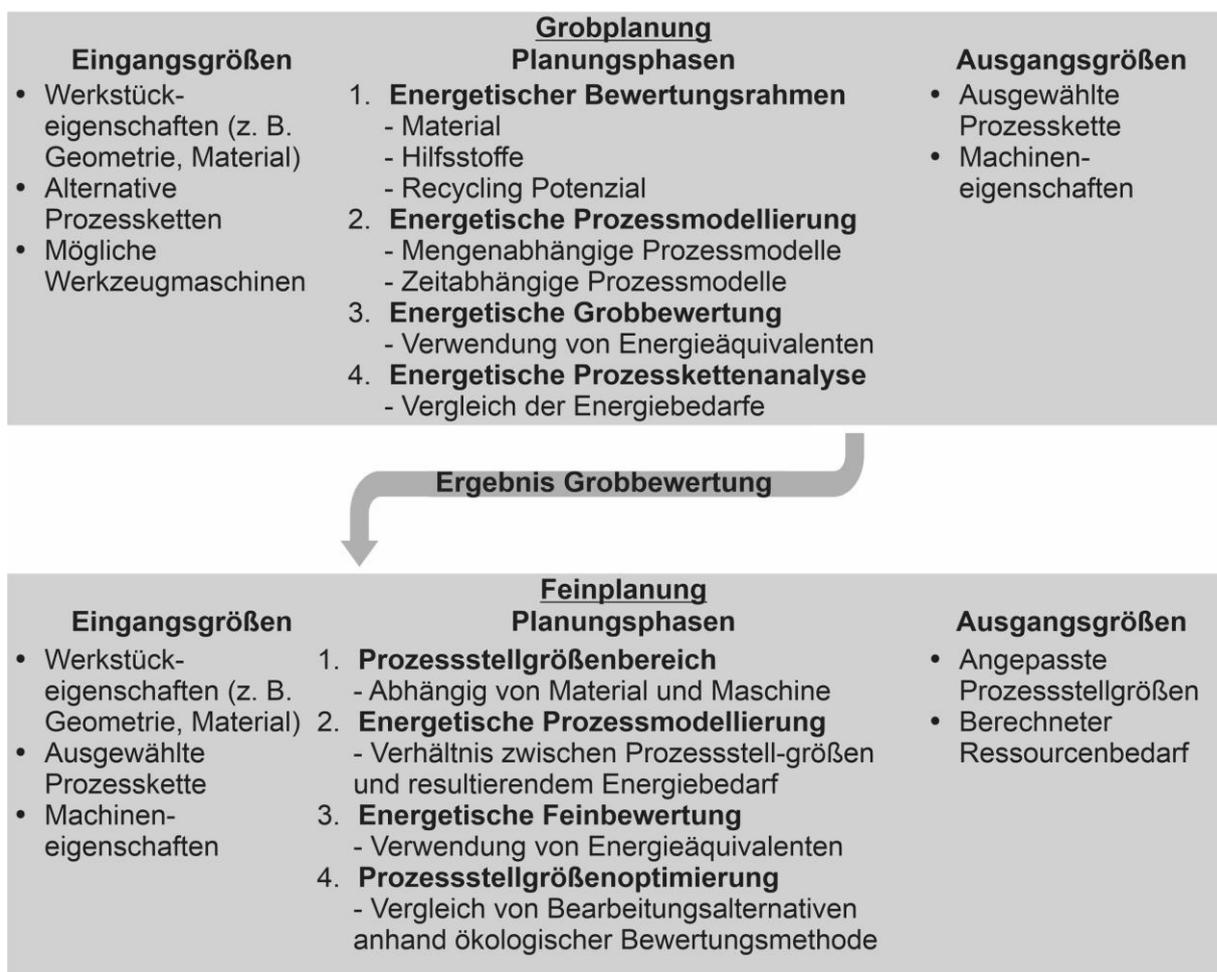
4 Ressourceneffiziente Prozessketten im Automobilbau

4.1 Ökologische Prozesskettenbewertung und -optimierung

Um wirksame Entscheidungen in der Fertigungsplanung eines Bauteils auf ökologischer Grundlage treffen zu können, sind Kenntnisse über den „energetischen Fußabdruck“ sowie dessen Energieanteile notwendig. Weiterhin kann das Wissen über den Energiegehalt eines Bauteils dazu genutzt werden, um besonders energieintensive Prozesse zu identifizieren. Dies erlaubt die Optimierung von Prozessstellgrößen, um den resultierenden Energiebedarf eines Bauteils zu verringern. Im Forschungsprojekt Antriebsstrang 2025 ist daher eine Methode zur ökologischen Fertigungsplanung entwickelt und erfolgreich beim Projektpartner Volkswagen AG evaluiert worden. Im Folgenden werden die Projektergebnisse zur energie- und ressourceneffizienten Fertigungsplanung vorgestellt.

4.1.1 Energie- und ressourceneffiziente Fertigungsplanung

Zur ökologischen Bewertung und Optimierung bestehender Prozessketten oder Produktionssysteme existieren verschiedene Ansätze [MOU16, HER09, SCH11a]. Ein großer Beitrag zu ökologischen Zielen ist zu erreichen, wenn bereits in einer frühen Phase der Fertigungsplanung eine ökologische Bewertung alternativer Prozessketten durchgeführt wird [SCH11b].



R7/110606©IFW

Bild 4-1: Ganzheitlicher Ansatz zur energie- und ressourceneffizienten Fertigungsplanung

Das Thema Nachhaltigkeit muss daher bereits in die Fertigungsgrobplanung einfließen (Bild 4-1).

Die energetische Bewertung der realen Bearbeitungsprozesse erfolgt auf Basis digitaler Prozessmodelle innerhalb der jeweiligen Planungsphase. In der Grobplanung wird der Energiebedarf alternativer Prozessketten in der Entwurfsphase abgeschätzt. Danach ist bereits ausreichend Wissen über den späteren Energiebedarf vorhanden, um eine erste Vorauswahl von Prozessketten unter ökologischen Bewertungskriterien zu treffen. Das Ergebnis der Grobbewertung wird dann an die Fertigungsfeinplanung weitergegeben. Hier werden die Prozessschritte ökologisch gestaltet und Prozessparameter der jeweiligen Prozesskette festgelegt, um eine hohe Energie- und Ressourceneffizienz in der Produktion zu gewährleisten. Ergebnis der energie- und ressourceneffizienten Fertigungsplanung stellt somit die Bestimmung ökologischer Prozessstellgrößen sowie die Berechnung eines energetischen Fußabdrucks eines Bauteils dar.

4.1.2 Technisch-wissenschaftliche Umsetzung

a. Beschreibung der Systemgrenzen

Der Bewertungshorizont der ökologischen Bewertung sowie die Datenaufnahme reichen von der Bereitstellung von Roh-, Hilfs- und Betriebsstoffen bis hin zur Entsorgung. Vorprozesse der Bereitstellungsprozesse, wie die Herstellung von Minenfahrzeugen zum Rohmaterialabbau, werden nicht detailliert betrachtet. Stattdessen werden ökologische Datenbanken wie ProBas oder Ecoinvent genutzt, um detaillierte Werte zum Gesamtenergiebedarf verschiedener Rohstoffe zu erhalten.

b. Auswahl eines ökologischen Bewertungsansatzes

Zur ökologischen Bewertung von Produktionsprozessen stehen verschiedene elementare Ansätze zur Verfügung. Im Projekt wurde der KEA (Kumulierter Energieaufwand) gewählt, da die Datenerfassung umfassend erfolgen soll und eine Umrechnung in monetäre Einheiten gewährleistet werden kann. Zudem ist eine Umrechnung in CO₂-Äquivalente möglich. Der KEA sagt aus, wie viel Energie von der Rohmaterialbereitstellung über die Nutzung bis zur Entsorgung eines Produktes benötigt wird. Die Berechnung ist modular aufgebaut, d. h. je mehr Prozessschritte hinzugefügt bzw. je weiter die Systemgrenzen gefasst werden, desto größer ist der ermittelte Energiebedarf.

c. Definition eines ökologischen KPIs

Im Rahmen des Projekts wurde ein ökologischer KPI (Key-Performance Indikator) entwickelt, der den produktbezogenen KEA um die Produktivität einer Prozesskette erweitert. In Anlehnung an die Overall Equipment Effectiveness (OEE) wird die Produktivität anhand der Qualität sowie der Kapazitätsauslastung bewertet. Als KPI für die Qualität wird die Ausschussrate (AR) gewählt. Die Kapazitätsauslastung wird auf Grundlage der Leerlaufzeiten bewertet. Die Kombination von Produktivität und KEA sowie die Berücksichtigung einer Anzahl von m produzierten Produkten ergibt den prozesskettenbezogenen Indikator KEA_{PZK} nach Gleichung 4-1. Der KEA_{PZK} quantifiziert den Gesamtenergiebedarf einer Prozesskette mit n Prozessen und m verarbeiteten Produkten. Die Summe in der Klammer steht für den individuellen Energiebedarf eines Produkts, welches eine Prozesskette mit n Prozessen durchläuft, einschließlich Leerlaufzeiten (E_i), z. B. Rüst- oder Produktionsstillstände. Durch die Addition der einzelnen produktbezogenen Energiebedarfe wird der Gesamtenergiebedarf der

m Produkte berechnet, wobei die Ausschussrate eingerechnet wird. Auf diese Weise lässt sich der Gesamtenergiebedarf der gesamten Prozesskette ermitteln.

$$KEA_{PZK} = (1 + AR) \sum_{j=1}^m \left(\sum_{i=1}^n KEA_{i,j} + \sum_{i=1}^n E_{I,i,j} \right) \quad (4-1)$$

Durch Division des KEA_{PZK} durch die Anzahl der Produkte m erhält man einen produktbezogenen KEA_{PPZK} , welcher über die Prozesskette entsprechend Gleichung 4-2 ermittelt wird.

$$KEA_{PPZK} = \frac{1}{m} \left((1 + AR) \sum_{j=1}^m \left(\sum_{i=1}^n KEA_{i,j} + \sum_{i=1}^n E_{I,i,j} \right) \right) \quad (4-2)$$

Durch die Verwendung des KEA_{PPZK} innerhalb der Fertigungsplanung lassen sich Prozessketten und Produkte ganzheitlich energetisch bewerten und optimieren. Anhand des Vergleichs von Plan- und Istwerten können Potentiale identifiziert und genutzt werden, um die einzelnen Prozesse zu optimieren und die Produktivität ökologisch zu verbessern.

d. Energie- und ressourceneffiziente Fertigungsgrobplanung

Die konventionelle Fertigungsgrobplanung umfasst Entscheidungen über Investitionen, Produktionstechnologien und Prozessketten auf der Grundlage eines definierten Produktionsplans. Durch die Anwendung der entwickelten Methode zur nachhaltigen Grobbewertung können die energetischen Auswirkungen alternativer Prozessketten ermittelt werden. Die Entscheidungen werden oftmals unter Unsicherheit getroffen, da in diesem Planungsstadium nur begrenzte Informationen über die jeweiligen Prozessbedingungen und damit über die Zielgrößen der Fertigungsplanung vorliegen. In Anlehnung an Bild 4-1 wird im Folgenden eine exemplarische Grobplanung durchgeführt.

i. Eingangsrößen der Grobplanung

Voraussetzung für eine energetischen Grobbewertung ist die Kenntnis des Werkstücks (Tabelle 4-1) und alternativer Arbeitsvorgangfolgen (AVGF) zur Herstellung des Werkstücks. Die unterschiedlichen AVGF wurden während des Projekts im Rahmen eines gemeinsamen Workshops mit den verantwortlichen Fertigungsplanern des Projektpartners Volkswagen aufgestellt.

Tabelle 4-1: Werkstückbezogene Eingangsrößen der Grobplanung

Eingangsgröße	Wert	Quelle
Werkstück:	Kugelnabe Achszapfen	-
Gewicht:	0,314 kg (Kugelnabe) 1,07 kg (Achszapfen)	Angabe Volkswagen
Werkstoff:	Stahl (Cf 53)	Angabe Volkswagen

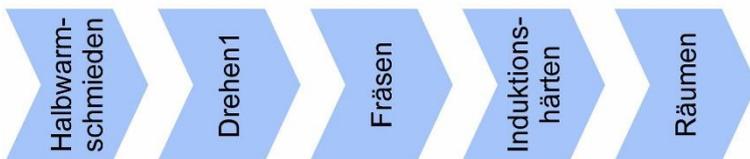
Bild 4-2 zeigt die aufgestellten AVGF für das Bauteil Kugelnabe.

AVGF Kugelnabe

AVGF 1



AVGF 2



AVGF 3



Rt/110600 © IFW

Bild 4-2: Alternative AVGF zur Herstellung einer Kugelnabe

Neben den unterschiedlichen AVGF der Kugelnabe wurden ebenfalls alternative AVGF des Bauteils Achszapfens definiert, an dem die aufgestellte Methode schließlich evaluiert wurde (Bild 4-3).

AVGF Achszapfen

AVGF 1



AVGF 2



AVGF 3



Rt/110599 © IFW

Bild 4-3: Alternative AVGF zur Herstellung eines Achszapfens

ii. Planungsphasen der Grobplanung

Anschließend beginnt die erste Planungsphase mit der Definition des energetischen Bewertungsrahmens. Hier erfolgt zunächst eine energetische Bewertung des Werkstoffs. Sofern Kühlschmierstoffe eingesetzt werden, sind diese ebenfalls energetisch zu bewerten.

Des Weiteren wird in diesem Planungsschritt das Recyclingpotenzial berücksichtigt. Den energetischen Bewertungsrahmen fasst Tabelle 4-2 zusammen.

Tabelle 4-2: Energetischer Bewertungsrahmen der Grobplanung

Bewertungsparameter	Wert	Quelle
Werkstoff:	5,48 - 6,25 kWh/kg (Primärmaterial) 2,24 - 2,74 kWh/kg (Sekundärmaterial)	[PRI01], [BRO16], [YAL10], [WAN21], [WÜN10], [JAN00]
Kühlschmierstoff:	Trockenbearbeitung	-
Recycling:	70 % Sekundäranteil im verwendeten Werkstoff enthalten	Annahme, unter Berücksichtigung von [YEL11], [SOM21], [HIE16]

In einem zweiten Schritt erfolgt die energetische Prozessmodellierung durch die Erstellung von energietechnischen Modellen unter Berücksichtigung von Unsicherheiten. Der Fertigungsplaner ist somit in der Lage, bereits zu Beginn der Fertigungsplanung eine datenbasierte Entscheidung über den prognostizierten Energiebedarf einer Prozesskettenalternative zu treffen und den Anteil des subjektiven Erfahrungswissens in der Auswahl einer Prozesskette zu reduzieren. Hierfür sind je nach Herstellungsprozess zwei unterschiedliche Methoden denkbar.

Einerseits können die Prozessmodelle als Funktion des Materials (z. B. in kWh/kg) erstellt werden. Dazu muss für jeden Herstellungsprozess eine empirische energetische Datenbasis aufgebaut werden. Zusätzlich wird die Materialeffizienz der verschiedenen Fertigungsprozesse untersucht. Das Verhältnis von Input- zu Outputmengen kann aus empirischen Daten ermittelt werden. Hierbei kann der Materialwirkungsgrad einen erheblichen Einfluss auf die Ressourceneffizienz einer Prozesskette haben. Eine energetische Grobbewertung der relevanten Prozessschritte wurde während des Projekts vorgenommen (Tabelle 4-3).

Tabelle 4-3: Übersicht über Energiebedarfe weiterer Fertigungsverfahren

Fertigungsverfahren	Wert	Quelle
Halbwarm Schmieden (Materialeffizienz: 85 %)	Min: 11,39 kWh/kg Max: 13,33 kWh/kg	[KÖN96], [HER93]
Warm Schmieden (Materialeffizienz: 77,5 %)	Min: 13,30 kWh/kg Max: 15,14 kWh/kg	[KÖN96], [HER93]
Additive Fertigung (Materialeffizienz: 97 %)	Min: 18,91 kWh/kg Max: 96,56 kWh/kg	[BAU10], [KEL10], [YI18], [KEL17]
Walzen	Min: 0,25 kWh/kg Max: 0,56 kWh/kg	[WAN21], [MAM81],
Induktionshärten	Min: 0,3 kWh/kg Max: 0,6 kWh/kg	[HER93], [LAN77]
Anlassen	Min: 0,15 kWh/kg Max: 0,3 kWh/kg	Annahme: 50% des Energiebedarfs des Induktionshärtens auf Grundlage durchgeführter Energiemessungen bei Volkswagen.

Andererseits können Prozessmodelle zeitabhängig (und damit als Leistung definiert) aufgebaut werden. Die erwarteten minimalen und maximalen Prozessbedingungen (z. B. prozessbezogene Parameter) werden verwendet, um die Prozessdauer für jeden Fertigungsprozess abzuschätzen. Die energetische Bewertung spanender Fertigungsverfahren ist maßgeblich abhängig von der Grundlast der verwendeten Werkzeugmaschine. Sowohl die Größe als auch die Komplexität der Maschine beeinflussen das Grundlastniveau. Zur Prognose des Energiebedarfs einer Werkzeugmaschine wurden daher verschiedene Faktoren im Rahmen einer Signifikanzanalyse auf ihren energetischen Einfluss untersucht (Tabelle 4-4).

Tabelle 4-4: Untersuchte Einflussparameter auf die Grundlast einer Werkzeugmaschine

Komplexität	Größe
Anzahl Achsen n_a [-]	Flächenbedarf r_s [m ²]
Anzahl Spindeln n_s [-]	Gewicht [kg]
Typ T [-]	

Für verschiedene Kombinationen der in Tabelle 4-4 aufgeführten Einflussparameter wurden multivariate lineare Regressionsmodelle gebildet und hinsichtlich der erreichten Vorhersageleistung verglichen. Das resultierende Regressionsmodell mit den Kriterien Anzahl der Achsen, Typ und Platzbedarf erreicht die höchste Genauigkeit bei der Berechnung der zu erwartenden Grundlast in kW. Das Ergebnis ist in Gleichung 4-3 dargestellt.

$$Grundlast = 0,125 \text{ kW} \cdot T + 0,314 \text{ kW} \cdot n_a + 0,104 \frac{\text{kW}}{\text{m}^2} \cdot r_s \quad (4-3)$$

Innerhalb der anschließenden Planungsphase erfolgt die energetische Grobbewertung der vorliegenden Prozessketten. Da zu diesem Planungszeitpunkt noch keine Prozessauslegung und damit Definition von Prozessstellgrößen vorgenommen wurde, erfolgt die Berechnung der zu erwartenden Prozessdauer in einem Intervall. Ausgehend von dem abzutragenden Volumen wird hierzu zunächst das minimale und maximale zu erwartende Zeitspanvolumen Q_W nach Gleichung 4-4 berechnet.

$$Q_W = a_p \cdot a_e \cdot v_f \quad (4-4)$$

In Zusammenarbeit mit dem Projektpartner Volkswagen AG wurden für den vorliegenden Bearbeitungsprozess die folgenden Prozessinformationen zusammengetragen (Tabelle 4-5).

Tabelle 4-5: Prozessinformationen des Schlichtfräsprozesses eines Achszapfen

Prozessinformation	Wert	Einheit
Spanvolumen V_W	11,73	cm ³
Werkstück	Cf 53	-
Fräserdurchmesser	16	mm
Schnittgeschw. v_c	180	m/min
Vorschub pro Zahn f_z	0,09	mm
Anzahl Zähne z	12	-
Spindeldrehzahl n	3.000	U/min
Vorschub v_f	3.240	mm/min
Schnitttiefe a_p	15	mm
Min. Schnittbreite a_e	0,5	mm
Max. Schnittbreite a_e	1,5	mm

Durch Anwendung von Gleichung 4-5 ergibt sich aus den gegebenen Informationen ein Zeitspanvolumen zwischen $Q_{W,\min} = 24,3 \text{ cm}^3/\text{min}$ sowie $Q_{W,\max} = 72,9 \text{ cm}^3/\text{min}$. Eine Prozessdauer t_p kann folglich über Gleichung 4-5 berechnet werden und ergibt sich zu $t_{p,\min} = 9,65 \text{ s}$ und $t_{p,\max} = 28,96 \text{ s}$.

$$t_p = \frac{V_W}{Q_W} \quad (4-5)$$

Durch Multiplikation der Prozesszeit mit der zu erwartenden Grundlast der verwendeten Werkzeugmaschine kann schließlich eine energetische Grobbewertung des Fräsprozesses vorgenommen werden.

Die energetische Analyse der Prozessketten der verschiedenen AVGF kann Bild 4-4 entnommen werden. Das Ergebnis der energetischen Grobbewertung verschiedener AVGF des Bauteils Kugelnabe zeigt, dass für AVGF 2 mit 5,8 kWh der geringste Energiebedarf zu erwarten ist. Unter Berücksichtigung der Unsicherheiten kann hier allerdings kein signifikantes Ergebnis vorgelegt werden. Das Ergebnis des Achszapfens hingegen zeigt deutlichere Unterschiede in der energetischen Grobbewertung auf. Während die AVGF 1 und 2 auf einem vergleichbaren Niveau von 24 kWh sowie 20,4 kWh je Bauteil liegen, ist AVGF 3 mit knapp 68,3 kWh je Bauteil deutlich höher im Mittelwert bewertet. Bei Betrachtung der Unsicherheiten wird deutlich, dass vor allem additive Fertigungsverfahren in der frühen Phase der Arbeitsplanung einer hohen Unsicherheit hinsichtlich des späteren Energiebedarfs unterliegen.

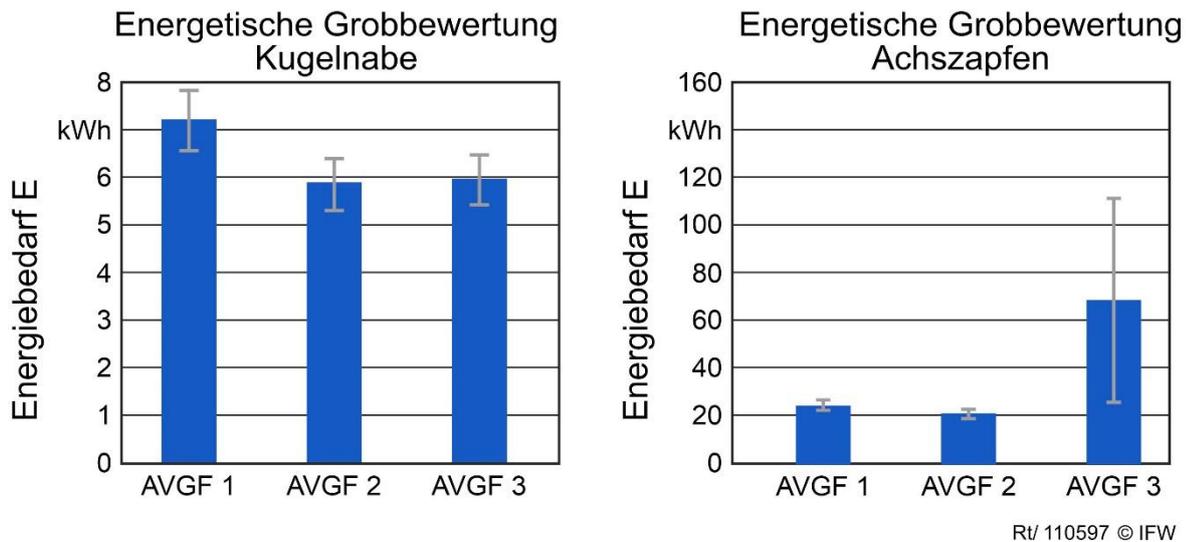


Bild 4-4: Ergebnis der energetischen Grobbewertung

iii. Ausgangsgrößen der Grobplanung

Aus der letzten Planungsphase konnten für die Kugelnabe und den Achszapfen AVGF 2 als energieeffizienteste AVGF bestimmt werden. In der Feinplanung erfolgt anschließend die energetische Auslegung der jeweiligen ausgewählten AVGF und damit die Berechnung des energetischen Fußabdrucks des Bauteils.

e. Energie- und ressourceneffiziente Fertigungsfeinplanung

Zur ökologischen Feinplanung wurde eine Softwareanwendung entwickelt, welche eine maschinendatenbasierte Berechnung des energetischen Fußabdrucks eines spanend bearbeiteten Bauteils sowie eine ökologische Optimierung der Prozessstellgrößen vornimmt. Bevor im Folgenden auf die weiteren Planungsphasen innerhalb der Feinplanung eingegangen wird, erfolgt eine kurze Konzeptbeschreibung der entwickelten Softwareapplikation zur ökologischen Feinplanung „Virtueller Planer“.

i. Entwicklung Systemarchitektur virtueller Planer

Die Applikation wurde innerhalb der Softwareumgebung MATLAB der Fa. MathWorks implementiert und beinhaltet die Möglichkeit zur automatisierten als auch manuellen Datenaufnahme. So wird der Anwender vom virtuellen Planer dazu aufgefordert, Angaben wie das Bauteilgewicht, den Werkstoff oder die geforderte Rauheit einzugeben. Diese Daten werden anschließend verarbeitet und sind Voraussetzung zur Bestimmung der Energieanteile. Des Weiteren werden Maschinendaten direkt aus der Steuerung der verwendeten Werkzeugmaschine abgegriffen. Hierzu wird die kommerziell verfügbare Kommunikationsbibliothek „ACCON-AGLink“ der Fa. Deltalogic genutzt. Über eine TCP/IP-Schnittstelle ist so der Abgriff relevanter Datenströme aus der Werkzeugmaschine möglich, die eine modellbasierte ökologische Bewertung des Energiebedarfs erlauben. Zusätzlich wurde eine Ressourcendatenbank aufgebaut, die die werkzeugspezifischen energetischen Kennwerte aus den Cradle-to-Grave-Analysen beinhaltet. Die ermittelten Energiebedarfe werden anschließend in einer ökologischen Datenbank des Produktionssystems gespeichert. Die Datenbankarchitektur wurde dabei aufbauend auf der kommerziellen Datenbank der Fa. MongoDB entwickelt. Das Konzept der Systemarchitektur ist Bild 4-5 zu entnehmen. Eine genauere Beschreibung der Vorgehensweise zur Berechnung des ökologischen Fußabdrucks eines Bauteils erfolgt im weiteren Verlauf dieses Kapitels.

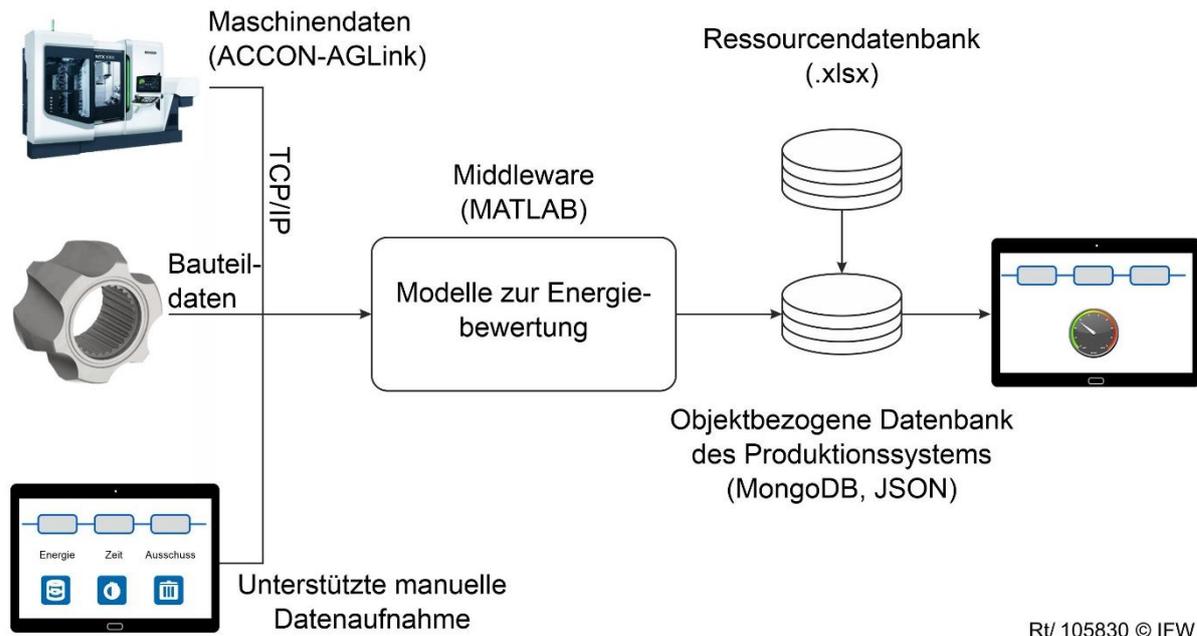


Bild 4-5: Konzept des virtuellen Planers

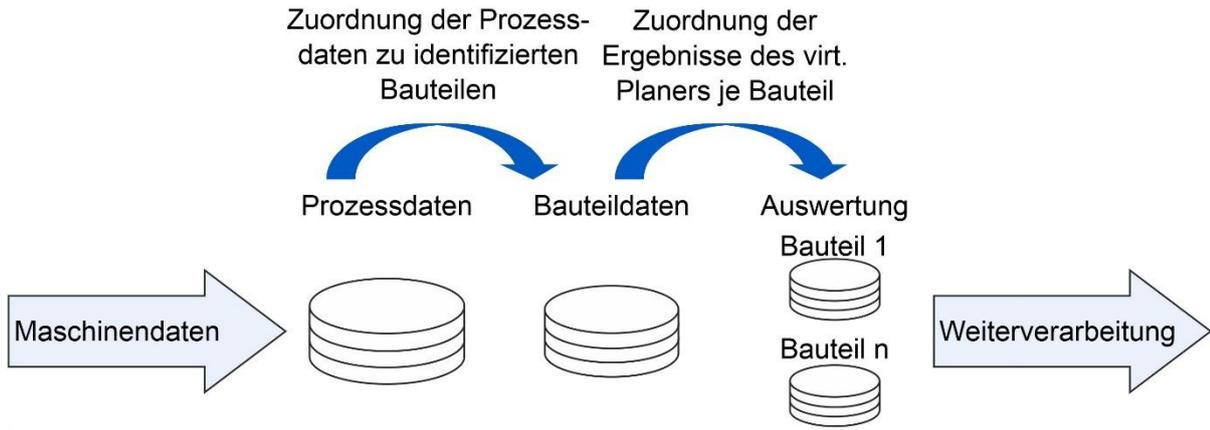
Innerhalb des Projekts wurde ein Konzept zur automatisierten Aufnahme von Maschinendaten aus der Steuerung erarbeitet. Folgende Maschinendaten werden dabei durch den Datenlogger ACCON-AGLink erfasst (Tabelle 4-6). Die Methode zur automatisierten Aufnahme der Maschinendaten wurde bisher für die Maschinensteuerung Siemens SINUMERIK 840D sl erfolgreich umgesetzt.

Tabelle 4-6: Relevante Daten aus der Maschinensteuerung

Bezeichnung	Definition NC-Variable ¹	Einheit
Achs- und Spindelstrom	aaCurr	A
Aktuelle Spindeldrehzahl	actSpeed	U/min
Aktuelle Vorschubgeschwindigkeit	actFeedRateIpo	mm/min
Netto-Laufzeit des Programms	actProgNetTime	s

Um das notwendige Datenvolumen zu reduzieren, wurde ein Ansatz zur maschinennahen Filterung der anfallenden Maschinendaten entwickelt. Bild 4-6 zeigt den Ablauf dieser Filterung.

¹ gemäß SINUMERIK 840D sl NC-Variable und Nahtstellensignale, Listenhandbuch, Version 4.5 SP2



Informationen

Datenlogger: ACCON-AGLink
 Schnittstelle: TCP /IP (X120)
 Datenbank : MongoDB (JSON)
 Steuerung : Siemens 840 d sl

Maschinendaten

Interpolierter Vorschub : actFeedRateIpo
 Spindeldrehzahl : actSpeed
 Achs- und Spindelströme : aaCurr / vaCurr
 Netto-Laufzeit NC-Programm: actProgNetTime
 Zeitstempel

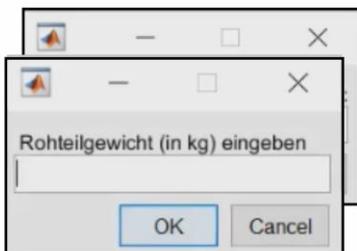
Rt/ 105852 © IFW

Bild 4-6: Ansatz zur maschinennahen Filterung von Maschinendaten

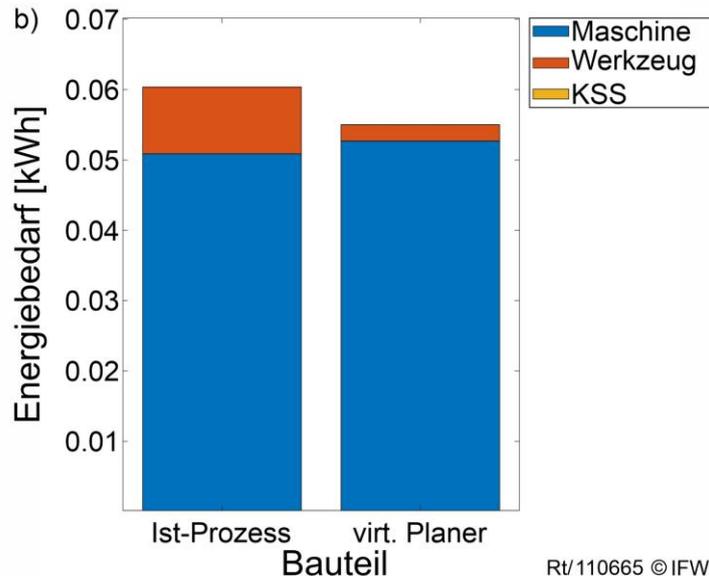
ii. Energie- und ressourceneffiziente Fertigungsfeinplanung

Einen Einblick in den virtuellen Planer zur energie- und ressourceneffizienten Fertigungsfeinplanung liefert Bild 4-7. In a) ist zunächst die beschriebene Eingabeaufforderung innerhalb des virtuellen Planers beispielhaft abgebildet. In b) ist das Ergebnis einer exemplarischen energetischen Feinplanung eines Achszapfens dargestellt. Die Vorgehensweise zur ökologischen Bewertung wird im weiteren Verlauf näher beschrieben und exemplarisch am Weichfräsprozess der Kugelnabe erprobt. Der Fräsprozess als Teil der Prozesskette der Kugelnabe (Kapitel 4.5) wurde im Rahmen des Projekts prototypisch an einer DMG NTX 1000 am IFW aufgebaut.

a)



b)



Rt/110665 © IFW

Bild 4-7: a) Eingabeaufforderung zur manuellen Datenaufnahme b) Ergebnis der energetischen Bewertung (Darstellung aus MATLAB)

iii. Planungsphasen der Feinplanung

Um den Optimierungsraum zur Berechnung ökologischer Prozessstellgrößen einzuschränken, ist in der ersten Planungsphase der Feinplanung der Prozessstellgrößenbereich zu definieren. Dieser ist u.a. abhängig von der Maschine, der Prozessstabilität und der geforderten Oberflächenbeschaffenheit des Bauteils. Für letztere galt nach einer Regression [ADE12] z.B. Gleichung 4-6.

$$Rz = 18,87 - 0,03 \cdot v_c + 23,29 \cdot f - 5,82 \cdot a_p \quad (4-6)$$

Zur Berücksichtigung der Prozessstabilität wurden entsprechende Einsatzrichtwerte für die vorliegende Werkzeug-Werkstück-Kombination implementiert. Die Rauheitsanforderungen an die gefrästen Kugellaufbahnen beträgt $Rz = 10 \mu\text{m}$. Bei den Schnittbedingungen von $v_c = 213 \text{ m/min}$ sowie $a_p = 1 \text{ mm}$ ergibt sich beispielsweise ein Zahnvorschub von $f_z = 0,19 \text{ mm}$ als obere Grenze zur Einhaltung der Oberflächenanforderung an das Bauteil. Zur Berücksichtigung der Prozessstabilität wurden entsprechende Einsatzrichtwerte für die vorliegende Werkzeug-Werkstück-Kombination implementiert. Im Referenzfall wurde ein maximaler Zahnvorschub von $f_z = 0,105 \text{ mm}$ angenommen, der zugleich die obere Grenze des Parameterraums bildet, da dieser niedriger ist als der entsprechende Wert aus der Oberflächenanforderung. Des Weiteren wurde im Rahmen von Einfahrversuchen maschinenbedingt eine Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 213 \text{ m/min}$ als obere Grenze definiert.

In der anschließenden Planungsphase erfolgt die energetische Prozessmodellierung. Hierzu sind zu den einzelnen Energiebedarfen für Werkzeugmaschine, Werkzeug und Kühlschmierstoff energetische Prozessmodelle zu entwerfen. In einem Referenzversuch werden die Leistungsdaten der Werkzeugmaschine mit einem Leistungsmessgerät aufgenommen und weitere Prozessdaten im Rahmen der Maschinendatenerfassung ausgelesen:

- Die Achs- und Spindelleistungen P_{Achsen} und P_{Spindel} sowie die Spindeldrehzahl n und der Vorschub f werden aus der Maschinensteuerung ausgelesen.
- Die Grundlast P_{Standby} wird anhand des Leistungsverlaufs der Maschine abgelesen.
- Die spezifischen Spindel- und Achskoeffizienten k_n (in W/min^{-1}) und b (in W) bzw. k_f (in W/mm) und c (in W) werden nach der Gleichung 4-7 und 4-8 berechnet. Anhand der ausgelesenen Maschinendaten lassen sich für zwei verschiedene Drehzahl- bzw. Vorschubniveaus lineare Gleichungen aufstellen und die Koeffizienten nach [LI13] berechnen.

$$P_{\text{Spindel}} = k_n \cdot n + b \quad (4-7)$$

$$P_{\text{Achsen}} = k_f \cdot f + c \quad (4-8)$$

$$P_{\text{Bearbeitung}} = e_c \cdot Q_W \quad (4-9)$$

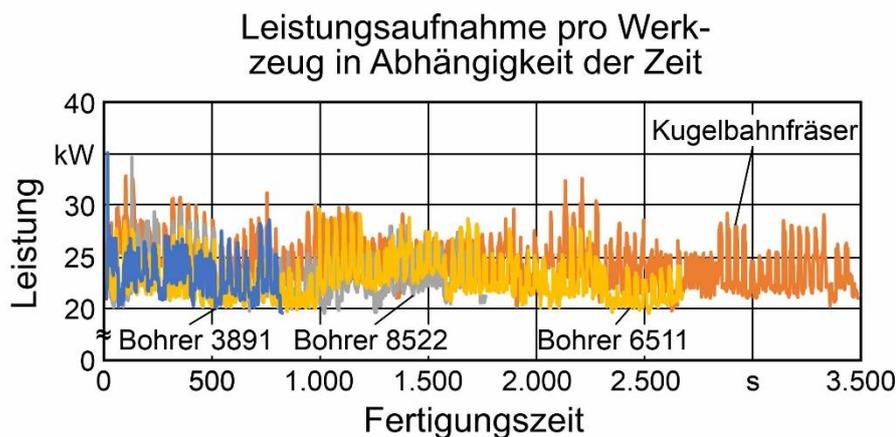
Der spezifische Energiebedarf e_c (in J/mm^3) ist über die Prozessenergie $P_{\text{Bearbeitung}}$ sowie das vorliegende Zeitspannvolumen Q_W (in mm^3/s) über den Zusammenhang nach Gleichung 4-9 zu berechnen.

Die Prozesszeit t_p entspricht der Hauptzeit der Bearbeitung. Die ermittelten Werte werden anschließend in der Datenbank Referenzversuch hinterlegt. Der elektrische Energiebedarf der Maschine KEA_{Maschine} erfolgt schließlich nach Gleichung 4-10. Aus den Maschinendaten folgt die Belegungsdauer t_{Belegung} .

$$KEA_{\text{Maschine}} = P_M \cdot t_{\text{Belegung}} + P_{\text{Bearbeitung}} \cdot t_p \quad (4-10)$$

mit:

$$P_M = P_{\text{Standby}} + (k_n \cdot n + b) + (k_f \cdot f + c) \quad (4-11)$$

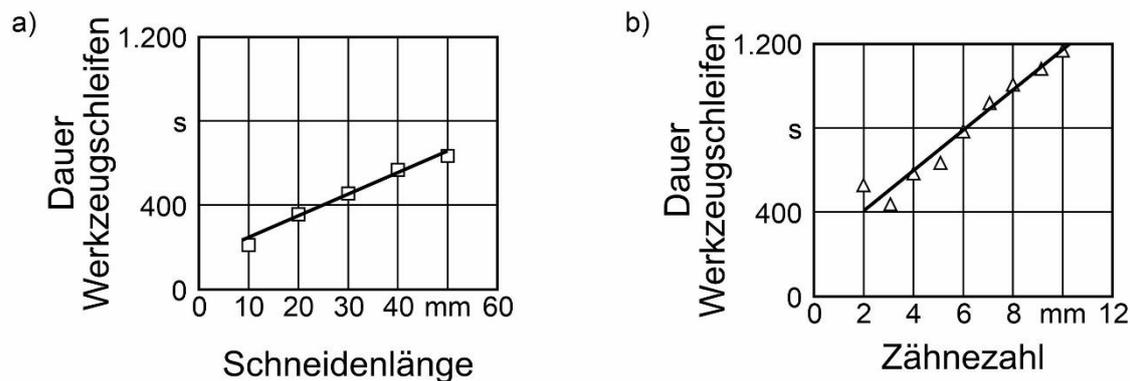


	Kugelbahnfräser	Bohrer 8522	Bohrer 6511	Bohrer 3891
Anzahl Nuten:	5	2	2	3
Rohlingsvolumen:	k.A.	5.328,14 mm ³	11.209,20 mm ³	9.387,08 mm ³
Rohlingsgewicht:	k.A.	74,5 g	156,8 g	131,31 g
Durchmesser:	22 mm	6,8 mm	8 mm	12 mm
Bearbeitungszeit:	58 min	28 min	47 min	13 min

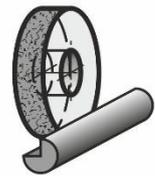
RV/110618 © IFW

Bild 4-8: Übersicht der energetischen Untersuchungen zur Werkzeugherstellung

Zur energetischen Modellierung des Werkzeugs sind grundlegende Cradle-to-Grave-Untersuchungen notwendig. Hierzu wurden eine Literaturrecherche sowie ergänzende energetische Untersuchungen zur Werkzeugnachbearbeitung in Zusammenarbeit mit der Fa. Gühring durchgeführt. Aus Bild 4-8 ist zu erkennen, dass sich die Leistungsaufnahme über die gesamte Fertigungszeit im Mittel trotz unterschiedlich ausgewählter Werkzeuge auf einem vergleichbaren Niveau befindet. Der Energiebedarf zur Werkzeugnachbearbeitung wird somit in erster Linie von der Fertigungszeit bestimmt. Für die Entwicklung eines Prozessmodells zur Berechnung der Werkzeugnachbearbeitung wurden Versuchsdaten von 33 Schleifprozessen herangezogen. Neben der Gesamtdauer wurden einzelne Parameter wie die Schneidenlänge, der Werkzeugdurchmesser, der Kerndurchmesser, der Drallwinkel sowie die Zähnezah aufgenommen und auf ihren Einfluss untersucht (Bild 4-9).



Untersuchte Parameter	Parameterraum	Einfluss auf die Bearbeitungsdauer
Schneidenlänge	10 - 50 [mm]	s. a)
Zähnezahl	2 - 10 [-]	s. b)
Drallwinkel	20 - 49 [°]	nicht signifikant
Durchmesser	20 - 28 [mm]	nicht signifikant
Kerndurchmesser	10 - 16 [mm]	nicht signifikant



RT/110619 © IFW

Bild 4-9: Zusammenfassung Untersuchungsergebnisse zur Dauer des Werkzeugschleifens

Ausgehend von den Untersuchungsergebnissen wurde ein lineares, multivariablen Regressionsmodell zur Bestimmung der Schleifdauer t_{WS} eines Werkzeugs in Abhängigkeit der signifikanten Parameter Schneidlänge l sowie Zähnezahl z im Parameterraum anhand von 14 Versuchsergebnissen entwickelt (Gleichung 4-12). Der Energiebedarf für den Werkzeugverschleiß wird gemäß Gleichung 4-13 im Rahmen der Ermittlung des ganzheitlichen energetischen Fußabdrucks berücksichtigt.

$$t_{WS} = 4,05 \cdot l + 99,04 \cdot z \quad (4-12)$$

$$KEA_{Werkzeug} = m_{Werkzeug} \cdot E_{Werkzeug} \cdot \frac{t_p}{T} \quad (4-13)$$

mit:

$m_{Werkzeug}$: Werkzeuggewicht (Herstellerangabe)

$E_{Werkzeug}$: Energiegehalt Werkzeug pro Gewichtseinheit

t_p : Prozesszeit (Hauptzeit)

T : Werkzeugstandzeit

Für die Berechnung des Energiegehalts des Werkzeugs $E_{Werkzeug}$ wird auf die Ergebnisse der Cradle-to-Grave Untersuchungen zurückgegriffen. Der Energiegehalt des Werkzeugs $E_{Werkzeug}$ wird nach Gleichung 4-14 berechnet.

$$E_{Werkzeug} = E_{RM} + E_{WS} + E_B \quad (4-14)$$

mit:

E_{RM} : Energiebedarf Rohmaterialherstellung

E_{WS} : Energiebedarf Werkzeugschleifen

E_B : Energiebedarf Werkzeugbeschichtung

So kann der Energiebedarf zum Werkzeugschleifen gemäß Gleichung 4-15 berechnet werden.

$$E_{WS} = 1,1 \cdot P_{WS} \cdot t_{WS} \quad (4-15)$$

mit:

P_{WS} : Last während des Werkzeugschleifens

t_{WS} : Dauer des Werkzeugschleifprozesses

Die Berechnung der Standzeit T erfolgt mit Hilfe einer Taylor-Standzeitgleichung nach:

$$T = \left(\frac{C}{v_c} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (4-16)$$

Cui et al. haben umfangreiche Standzeituntersuchungen von unbeschichteten VHM-Fräsern während der Bearbeitung von SAE 1018 Stahl durchgeführt und einen Mittelwert der Koeffizienten n und C von 0,33 bzw. 600 m/min ausgewiesen [CUI09]. Eine Beschichtung des Fräsers kann jedoch die Standzeit deutlich erhöhen [GRU13]. Die vom Standzeitmodell nach 4-16 rechnerisch bestimmten Werte zur Standzeit eines unbeschichteten Fräasers wurden mit Daten der Fa. Gühring verglichen und ein entsprechender Korrekturfaktor in das Modell implementiert, sodass sich die Standzeit T nach Gleichung 4-17 berechnen lässt:

$$T = 3 \cdot \left(\frac{C}{v_c} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (4-17)$$

Der Energiebedarf, der durch den Einsatz von Kühlschmierstoffen in der Fertigung resultiert, wird gemäß Gleichung 4-18 im Rahmen der Ermittlung des ganzheitlichen energetischen Fußabdrucks berücksichtigt.

$$KEA_{KSS} = KSS\% \cdot KEA_{KSSK} \cdot KSS_A \cdot q_{KSS} \quad (4-18)$$

mit:

$KSS\%$: Mischungsverhältnis Kühlschmierstoff

KEA_{KSSK} : Energieaufwand für Herstellung von Kühlschmierstoff

KSS_A : Kühlschmierstoffaustragung

q_{KSS} : Volumenstrom Kühlschmierstoff

Wie für den verschleißbezogenen Energiebedarf wird zur Berechnung des Energieaufwands für die Herstellung von Kühlschmierstoff auf die Cradle-to-Grave Untersuchungen zurückgegriffen. Da der Energieanteil des Werkstoffs $E_{Werkstück}$ nicht durch die mechanische Bearbeitung beeinflusst wird, wurde dieser Anteil in der weiteren Auswertung nicht weiter berücksichtigt.

Im Folgenden werden die Ergebnisse zur energetischen Feinbewertung der Anteile $KEA_{Material}$, $KEA_{Maschine}$ und $KEA_{Werkzeug}$ vorgestellt. Unter Verwendung von erhobenen Energieäquivalenten aus bestehenden Umweltdatenbanken (z. B. ProBas, ecoinvent) wurde für das verwendete Material (Cf 53) ein Energiebedarf von 5,6 kWh/kg für die Her- und Bereitstellung des Rohmaterials festgelegt. Bei einem Bauteilgewicht von 0,5345 kg ergibt sich der Energiebedarf $KEA_{Material}$ von 2,99 kWh/Bauteil. Da der Energiebedarf unabhängig von der

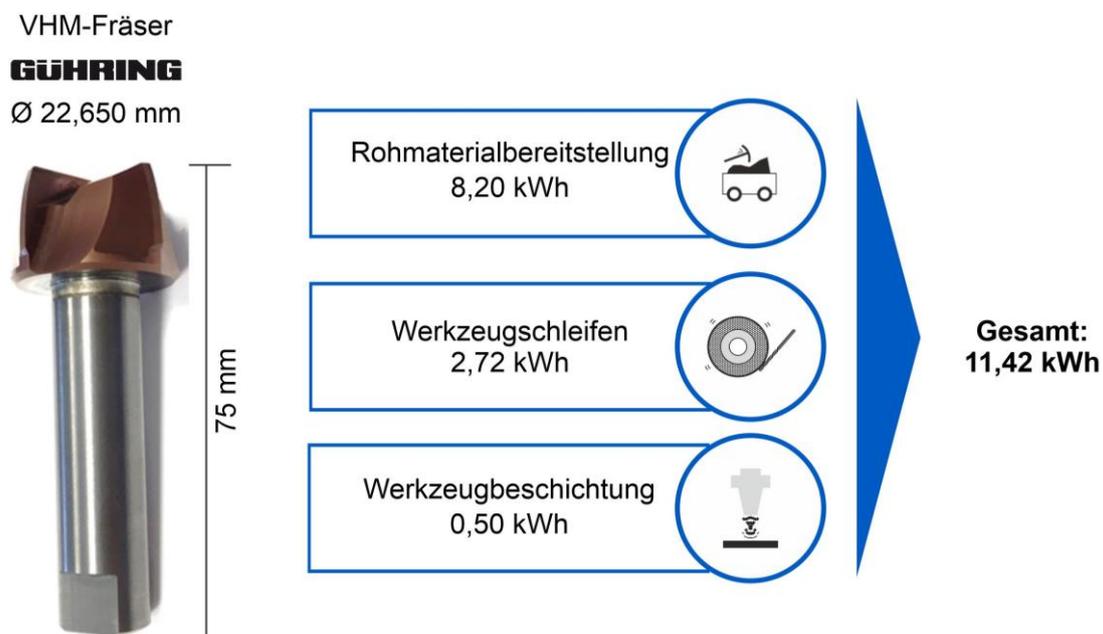
Prozessstellgrößenanpassung ist, wird er im weiteren Verlauf der Optimierung nicht weiter berücksichtigt.

Die Bewertung des Energiebedarfs der verwendeten Werkzeugmaschine erfolgte nach den beschriebenen Zusammenhängen zur energetischen Prozessmodellierung gemäß Gleichungen 4-7 bis 4-9. Die berechneten Modellparameter sind in Tabelle 4-7 festgehalten.

Tabelle 4-7: Ermittelte Modellparameter zur Berechnung von KEA_{Maschine}

Modellparameter	Einheit	Wert
P_{Standby}	W	3.100
k_n	W/min^{-1}	0,02386
k_f	W/mm	320
b	W	823,586
c	W	172
e_c	J/mm^3	3,37

Im Rahmen der prototypischen Implementierung zum Fräsen einer Kugelnabe wurde ein VHM-Fräser der Fa. Gühring eingesetzt und energetisch bewertet. Die Angaben zur Rohmaterialherstellung sowie Beschichtung basieren auf einer ausführlichen Literaturrecherche. Der betrachtete Fräser besitzt eine Zähnezahl $z = 4$ sowie eine Schneidenlänge $l = 12$ mm. Damit ergibt sich nach Gleichung 4-10 eine Schleifdauer t_{ws} in Höhe von 444 s. Mit einer Maschinenleistung P_{ws} von 20 kW resultiert ein Energiebedarf von 2,72 kWh (Gleichung 4-13). Insgesamt ergibt sich daher ein Gesamtenergiebedarf in Höhe von 11,42 kWh (Gleichung 4-12) (s. Bild 4-10).



Rt/ 105844 © IFW

Bild 4-10: Ökologische Bewertung VHM-Fräser der Fa. Gühring

Der Energiebedarf spanender Prozesse wird durch die Optimierung der Prozessstellgrößen reduziert. Beispielsweise erhöht sich der KEA bezogen auf den Werkzeugverschleiß bei hohen Prozessstellgrößen. Ebenfalls reduziert sich die Prozessdauer aus dem Vorschub f sowie der Spindeldrehzahl n bei höheren Schnittgeschwindigkeiten v_c . Somit kann der elektrische

Energiebedarf einer Werkzeugmaschine durch die Wahl hoher Prozessstellgrößen aufgrund der konstant hohen Grundlast reduziert werden. Dem vorliegenden Ansatz liegt somit das in Gleichung 4-19 abgebildete beschränkte, nichtlineare, multivariable Optimierungsproblem zugrunde.

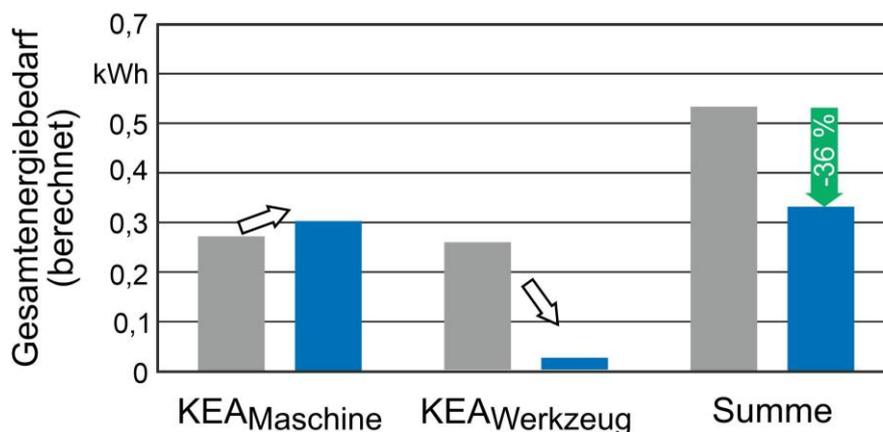
$$KEA_{PPZK} = \frac{1}{m} \left((1 + AR) \sum_{j=1}^m \left(\sum_{i=1}^n KEA_{i,j} + \sum_{i=1}^n E_{l,i,j} \right) \right) \quad (4-19)$$

$\min_{\substack{v_{c,min} \leq v_c \leq v_{c,max} \\ f_{min} \leq f \leq f_{max}}} KEA_{PPZK}$

Zur Lösung derartiger Optimierungsprobleme eignen sich Trust-Region-Verfahren, welche sich iterativ der Minimallösung eines nichtlinearen Optimierungsproblems annähern. Trust-Region-Verfahren (bspw. Newton -, Quasi-Newton - oder Gauß-Newton Trust-Region-Verfahren) zeichnen sich durch eine besondere Robustheit und Effizienz in ihren Globalisierungsstrategien aus. Zur Definition der Grenzen der Prozessstellgrößen können Tabellenwerke [APP20] hinzugezogen werden.

4.1.3 Energetische Bewertung

Innerhalb der prototypischen Implementierung der Methode zur ökologischen Feinplanung wurden 5 Kugelnaben gefertigt und energetisch bewertet. Die maximale Serientaktzeit einer Kugelnabe wurde für den Demonstrator auf 275 s festgelegt. Die Versuchsergebnisse des durch den virtuellen Planer optimierten Prozesses des Kugelbahnfräsens an der NTX 1000 fasst Bild 4-11 zusammen. Da der energetische Anteil des Materials $KEA_{Material}$ prozessunabhängig ist, wurde er in Bild 4-11 nicht dargestellt.



Ist-Prozessstellgrößen

$v_{c,ist} = 213$ m/min
 $f_{z,ist} = 0,06$ mm
 $KEA_{ist} = 0,53$ kWh

optimale Prozessstellgrößen

$v_{c,opt} = 88$ m/min
 $f_{z,opt} = 0,105$ mm
 $KEA_{opt} = 0,33$ kWh

Rt/105850 © IFW

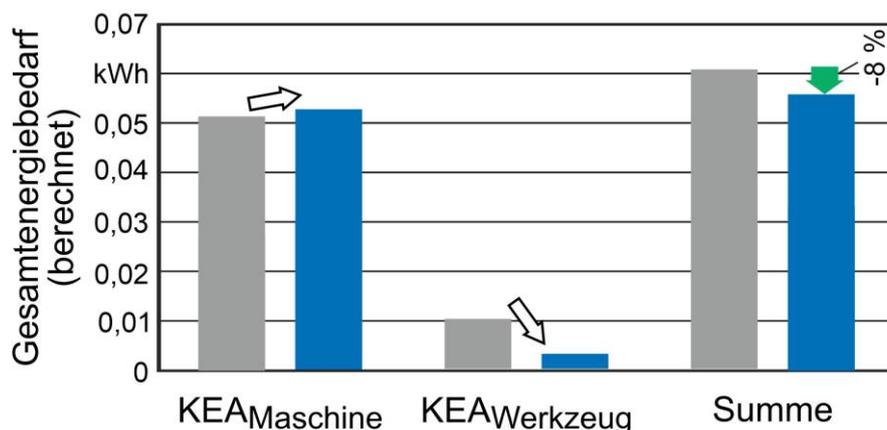
Bild 4-11: Darstellung der Versuchsergebnisse zum Kugelbahnfräsen an der NTX1000

Einen Überblick über die ermittelten Energieanteile und die Prozessstellgrößen gibt Tabelle 4-8. Die Optimierung der Prozessstellgrößen erfolgte durch Anwendung von Gleichung 4-19.

Tabelle 4-8: Energieanteile und Prozessstellgrößen Kugelbahnfräsen

Prozessinformation	Ist-Prozess	Virtueller Planer
KEA_{Material}	2,99 kWh	2,99 kWh
KEA_{Maschine}	0,27 kWh	0,30 kWh
KEA_{Werkzeug}	0,26 kWh	0,03 kWh
KEA_{KSS}	0,00 kWh	0,00 kWh
$KEA_{\text{Zerspanung}}$	3,52 kWh	3,32 kWh
Zahnvorschub f_z	0,06 mm	0,105 mm
Schnittgeschwindigkeit v_c	213 m/min	88 m/min
Belegungsdauer t_{Belegung}	242 s	275 s

Im Rahmen des Verbundprojektes wurde beim Projektpartner Volkswagen vor Ort das Instrument zur energie- und ressourceneffizienten Fertigungssteuerung implementiert und in der Hartbearbeitung des Achszapfens evaluiert.



	Ist-Prozessstellgrößen	optimale Prozessstellgrößen
Drehen	$v_{c,ist}$ = 200 m/min	$v_{c,opt}$ = 199 m/min
	$f_{z,ist}$ = 0,18 mm	$f_{z,opt}$ = 0,2 mm
Fräsen	$v_{c,ist}$ = 180 m/min	$v_{c,opt}$ = 100 m/min
	$f_{z,ist}$ = 0,09 mm	$f_{z,opt}$ = 0,094 mm
	KEA_{ist} = 0,06 kWh	KEA_{opt} = 0,055 kWh

Rf/110628 © IFW

Bild 4-12: Darstellung Versuchsergebnisse zur Hartbearbeitung des Achszapfens

Die Versuchsergebnisse des durch den virtuellen Planer optimierten Prozesses des Achszapfens an einer Gildemeister CTV 250 DF fasst Bild 4-12 zusammen. Da der energetische Anteil des Materials KEA_{Material} prozessunabhängig ist, wurde er innerhalb von Bild 4-12 nicht dargestellt.

Tabelle 4-9: Ergebnis des virtuellen Planers zur Hartbearbeitung des Achszapfens

Prozessinformation	Ist-Prozess	Virtueller Planer
KEA_{Material}	9,766 kWh	9,766 kWh
KEA_{Maschine}	0,051 kWh	0,052 kWh
KEA_{Werkzeug}	0,009 kWh	0,003 kWh
KEA_{KSS}	0,00 kWh	0,00 kWh
$KEA_{\text{Zerspanung}}$	9,826 kWh	9,821 kWh
Vorschub f	$f = 0,18$ mm (Drehen) $f_z = 0,09$ mm (Fräsen)	$f = 0,2$ mm (Drehen) $f_z = 0,094$ mm (Fräsen)
Schnittgeschwindigkeit v_c	200 m/min (Drehen) 180 m/min (Fräsen)	199 m/min (Drehen) 100 m/min (Fräsen)
Belegungsdauer t_{Belegung}	37,3 s	46,5 s

Um eine höhere Aussagekraft über die erzielte Genauigkeit des virtuellen Planers in Bezug auf den prognostizierten Energiebedarf zu erhalten, wurden die Kugelnaben unter variierenden Schnittbedingungen gefertigt (Tabelle 4-10).

Tabelle 4-10: Überblick über die vorliegenden Schnittbedingungen je Bauteil

Bauteil	Schnittgeschwindigkeit v_c	Vorschub f
Kugelnabe 1	213 m/min	$f_z = 0,06$ mm
Kugelnabe 2	213 m/min	$f_z = 0,06$ mm
Kugelnabe 3	213 m/min	$f_z = 0,074$ mm
Kugelnabe 4	88 m/min	$f_z = 0,06$ mm
Kugelnabe 5	88 m/min	$f_z = 0,094$ mm
Achszapfen 1	200 m/min (Drehen) 180 m/min (Fräsen)	$f = 0,18$ mm (Drehen) $f_z = 0,09$ mm (Fräsen)
Achszapfen 2-4	199 m/min (Drehen) 100 m/min (Fräsen)	$f = 0,2$ mm (Drehen) $f_z = 0,094$ mm (Fräsen)

Um Aussagen über die Genauigkeit der KPI-Berechnung (KEA_{PPZK}) des virtuellen Planers treffen zu können, wurde der Gesamtleistungsbedarf der Werkzeugmaschine KEA_{Maschine} über die Bearbeitungsdauer mit einem Leistungsmessgerät aufgenommen und mit den rechnerisch ermittelten Werten des virtuellen Planers verglichen (Tabelle 4-11).

Tabelle 4-11: Gegenüberstellung manuell und rechnerisch ermittelter Werte zum KEA_{Maschine}

Bauteil	Berechnete Werte	Gemessene Werte	Genauigkeit
Kugelnabe 1	0,2735 kWh	0,2726 kWh	99,76 %
Kugelnabe 2	0,2735 kWh	0,2775 kWh	98,55 %
Kugelnabe 3	0,2362 kWh	0,2393 kWh	98,70 %
Kugelnabe 4	0,5279 kWh	0,5453 kWh	96,81 %
Kugelnabe 5	0,3355 kWh	0,3482 kWh	96,35 %
Achszapfen 1	0,0509 kWh	0,0502 kWh	98,57 %
Achszapfen 2	0,0447 kWh	0,0458 kWh	97,59 %
Achszapfen 3	0,0447 kWh	0,0479 kWh	93,32 %
Achszapfen 4	0,0447 kWh	0,0469 kWh	95,21 %

In den Untersuchungen des elektrischen Energiebedarfs der Werkzeugmaschine KEA_{Maschine} wurde ein mittlerer Fehler von 2,8 % für den virtuellen Planer bestimmt. Unter Berücksichtigung eines 95 %-Konfidenzintervalls ist eine Genauigkeit zwischen 95,89 % und 98,52 % zu erwarten.

Zusammenfassend konnte innerhalb des Projekts ein validiertes Instrument zur energie- und ressourceneffizienten Fertigungssteuerung entwickelt werden, das eine bauteilindividuelle Berechnung und Optimierung des energetischen Fußabdrucks ermöglicht. Die energetische Bewertung erfolgt dabei sowohl anhand von Online-Daten aus der Maschinensteuerung als auch durch manuelle Eingaben des Maschinenbedieners. Eine erfolgreiche prototypische Implementierung in die Serienfertigung zur Herstellung eines Achszapfens beim Projektpartner Volkswagen bewies die Funktionsfähigkeit des Instrumentes.

4.2 Zylinderlaufbuchse

Die thermomechanisch am höchsten belastete Antriebsstrangkomponente ist die Zylinderlaufbuchse. Zur Effizienzsteigerung im Verbrennungsmotor wurde die Reibungsreduktion innerhalb der Zylinderlaufbuchse durch Mikrostrukturen und eine angepasste Geometrie verfolgt. Um die Fertigungsdauer durch den zusätzlichen Prozessschritt des Strukturierens nicht zu verlängern, wurde ein innovatives Hybridwerkzeug entwickelt, das das Mikrostrukturieren mit dem Formdrehprozess kombiniert. Das Ziel des Teilprojekts war die Energieeffizienz von Schwerlastverbrennungsmotoren zu erhöhen.

4.2.1 Reibungsreduktion und Prozesskettenoptimierung

Es wurden bereits unterschiedliche Maßnahmen zur Reibungsreduktion erforscht und industriell angewendet. Beispiele sind das Einbringen von Mikrostrukturen und das Herstellen einer Freiform. Diese werden nun kombiniert, um reibungsreduzierte Zylinderlaufbuchsen energieeffizient herzustellen (Bild 4-13).

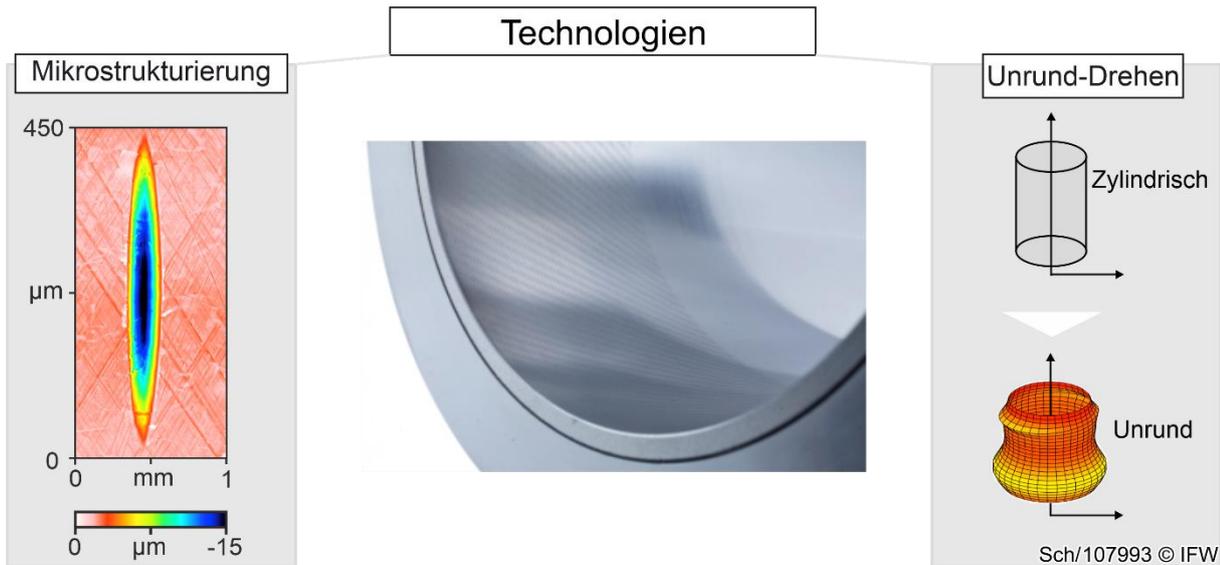


Bild 4-13: Maßnahmen zur Reibungsreduktion von Verbrennungsmotoren

Das Feindreihen und Vorhonen wird in diesem Teilprojekt durch Formdrehen mit kombinierter Mikrostrukturierung ersetzt. Dadurch lassen sich Haupt- und Nebenzeiten reduzieren. Hierfür musste ein Werkzeug für die Kombination entwickelt werden. Bild 4-14 skizziert die angepasste Prozesskette, die in diesem Teilprojekt umgesetzt wurde.



Sch/108034 © IFW

Bild 4-14: Prozesskette zur Herstellung von Zylinderlaufbuchsen

Dazu wurde in Kooperation zwischen der Gühring KG, der GILDEMEISTER Drehmaschinen GmbH und dem IFW ein piezoaktorisches Hybridwerkzeug entwickelt und in Betrieb genommen. Die technisch-wissenschaftliche Umsetzung ist in Kapitel 4.2.2 beschrieben. Den Honprozess führte die Gehring Technologies GmbH durch. Die Reibungsreduktion der optimierten Zylinderlaufbuchse wurde abschließend vom ITV auf einem Floating-Liner-Motorprüfstand untersucht und damit eine energetische Bewertung des Teilprojekts durchgeführt (Kapitel 4.2.3).

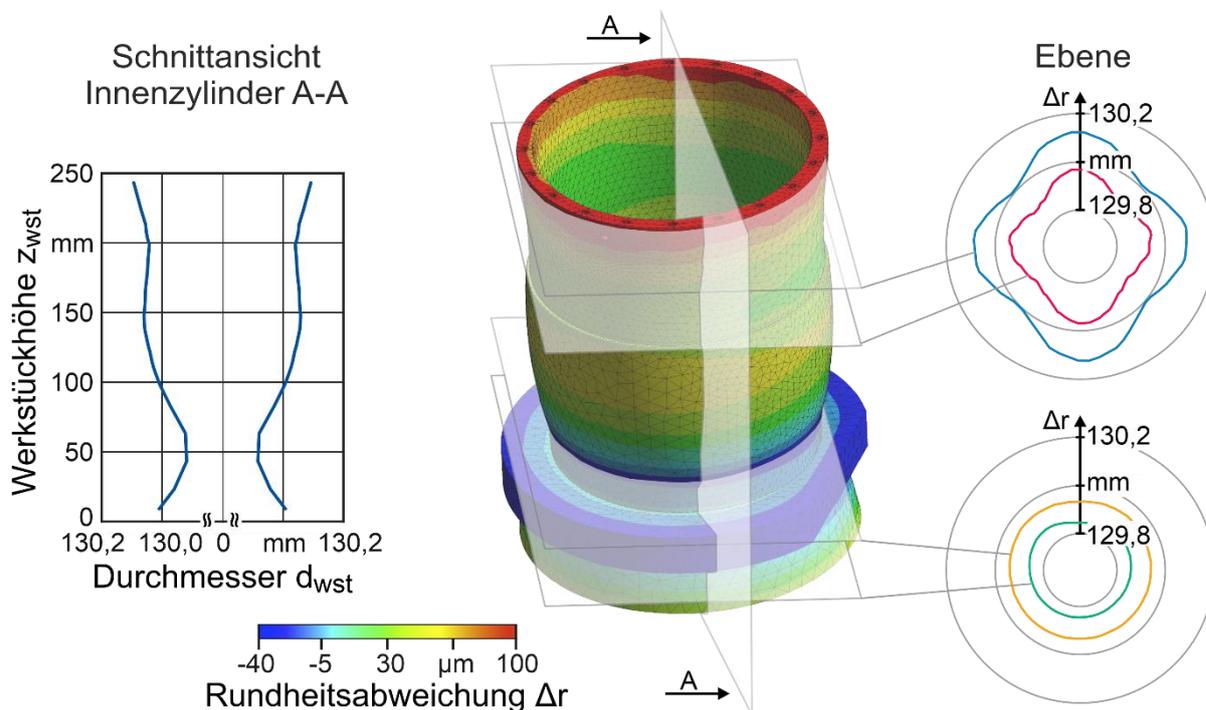
4.2.2 Technisch-Wissenschaftliche Umsetzung

Zunächst wurden die Anforderungen an ein piezoaktorisches Hybridwerkzeug auf Basis von Verformungssimulationen der Laufbuchse definiert. Anschließend erfolgten die prototypische Auslegung und Umsetzung des Werkzeugs sowie erste Funktionstests.

a. Simulation der Verformung der Laufbuchse im Betrieb

Als Referenzbauteil für den Demonstrator wurde eine Zylinderlaufbuchse aus Gusseisen EN-GJL-250 mit einem Bohrungsdurchmesser von $d_{\text{wst}} = 130 \text{ mm}$ und einer Länge von $l_{\text{wst}} = 240 \text{ mm}$ ausgewählt. Diese Abmessungen sind industriell verbreitet. Um die Verformung, die im Betrieb entsteht, kompensieren zu können, wurde eine Simulation an verschiedenen 2D- und 3D-Modellen mit ANSYS (nach [ALS20, ALS21, ALS22a, ALS22b]) durchgeführt. Die Variablen sind die Kolbenposition, die Wandtemperatur sowie der Druck und die Vorverformung der Laufbuchse, die aus dem Versuchsaufbau resultiert. Die Sollgeometrie nach der Fertigung entspricht dabei dem Negativ der simulierten Geometrie. Aufgrund der

thermischen und mechanischen Einflüsse zeigt sich eine annähernd achssymmetrische Deformation der Zylinderlaufbuchse, die Bild 4-15 wiedergibt.

**Werkstück:**

Zylinderlaufbuchse mit Flansch (GJL250)
 Nenndurchmesser $d_{wst} = 130$ mm
 Länge $l_{wst} = 240$ mm

Werkstück-Freiformgeometrie:

Max. Rundheitsabw. Hubrichtung $\Delta r_{Hub} = 138$ μm
 Max. Rundheitsabw. Umfangsrichtung $\Delta r_{Umfang} = 25$ μm

Bild 4-15: Simulation der Buchsenverformung im Betrieb nach [ALS22b]

Die Größe und Anordnung der Mikroschmieraschen wurde auf Basis von vorangegangenen Forschungsprojekten [ULM15, DEN15, PAS21] bestimmt. Damit ist die Form der zu fertigenden Zylinderlaufbuchse festgelegt und es konnte mit der Auslegung des piezoaktorischen Hybridwerkzeugs begonnen werden.

b. Prototyp und Funktionstest

Für die neue Prozesskette wurde ein piezoaktorisches Hybridwerkzeug mit sensorischen Zusatzfunktionen zur Qualitätskontrolle entwickelt. Das aktorische Werkzeug hat zwei Hauptaufgaben: die Fertigung der Zylinderlaufbuchse und die Qualitätskontrolle.

i. Auslegung und Konstruktion des Hybridwerkzeugs

Das Formdrehen und Mikrostrukturieren erfolgte auf einer Drehmaschine GILDEMEISTER CTX beta 800. Das Hybridwerkzeug ist in Bild 4-16 gezeigt. Da beim Vordrehen ein hohes Zeitspannvolumen angestrebt wird, beim Mikrostrukturieren hingegen nur Mikroschmieraschen mit geringer Breite eingebracht werden, werden Wendeschneidplatten mit unterschiedlichen Eckenradien r_e genutzt. Diese sind axial zueinander versetzt und werden jeweils über einen Piezoaktor radial zugestellt. Das Hybridwerkzeug besteht aus zwei Einheiten, eine Einheit zum Formdrehen und eine zum Mikrostrukturieren. In beiden Einheiten ist ein Piezoaktor mit einem maximalen Stellweg von $h = 60$ μm in Kombination mit einem Festkörpergelenk verbaut. Das Festkörpergelenk schützt die Piezoaktoren vor Querkräften. Die Einheit für das Formdrehen ist fest am Werkzeug montiert. Die Einheit zum Mikrostrukturieren ist über eine Führung am

Werkzeug befestigt und wird durch eine pneumatische Aktivierung mit einem Stützlager an der Innenwand der Laufbuchse abgestützt. So kann der gesamte Stellweg des Piezoaktors für die Mikrostrukturierung verwendet werden. Über einen Mikrometerstelltisch ist der Abstand vom Stützlager zur Schneide radial einstellbar.

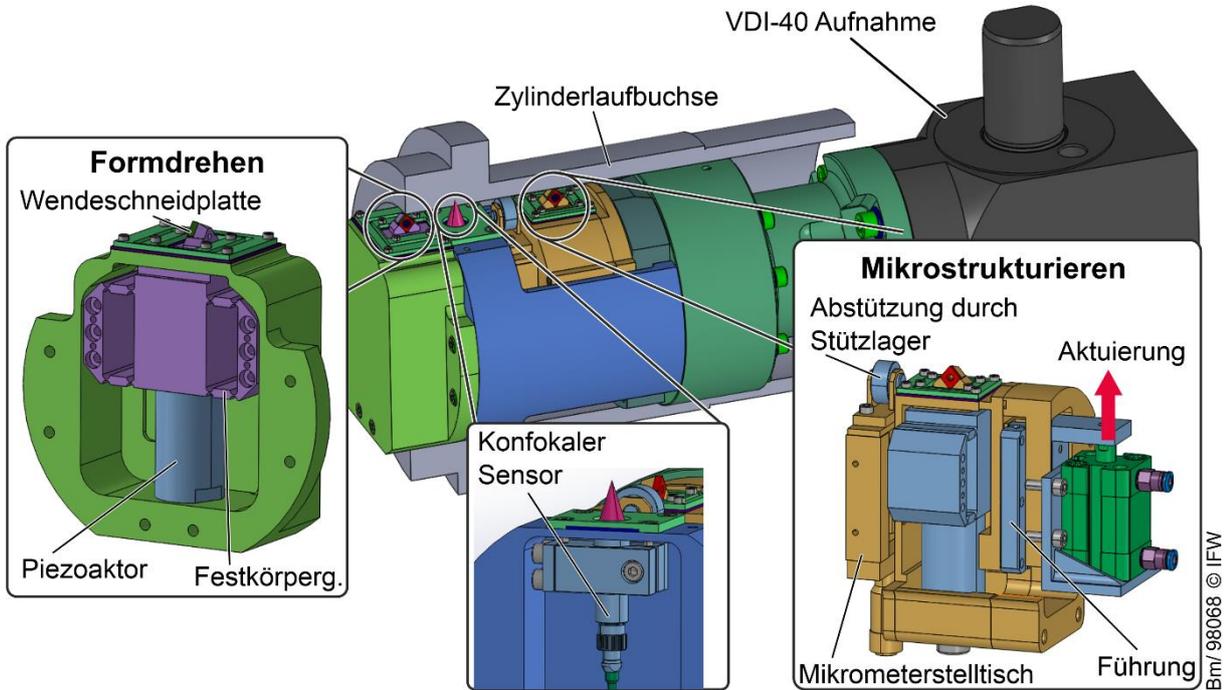
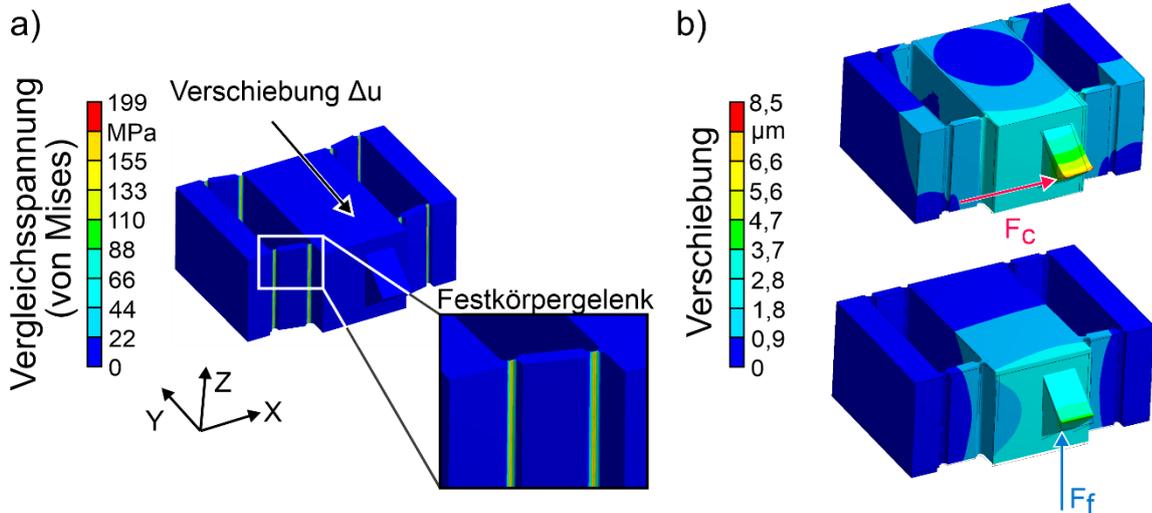


Bild 4-16: Hybridwerkzeug

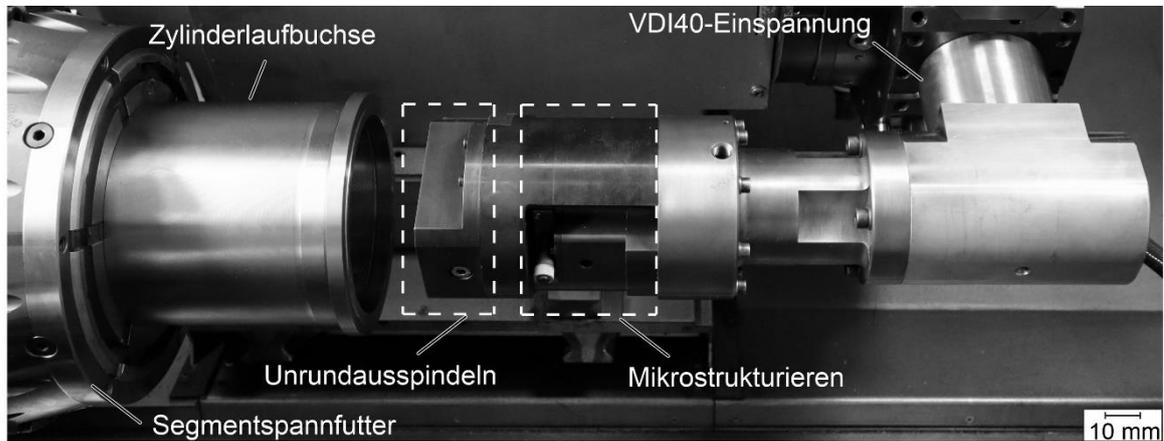
Die Festkörpergelenke wurden mit Hilfe einer ANSYS-Simulation ausgelegt. Die Ergebnisse der Simulation sind in Bild 4-17 dargestellt. In Bild 4-17a ist die Vergleichsspannung des Festkörpergelenks bei einer Auslenkung des Piezoaktors um 50 µm zu sehen. Die resultierende Vergleichsspannung liegt deutlich unterhalb der Streckgrenze des Werkstoffs, das Festkörpergelenk verformt sich also nur elastisch. In Bild 4-17b ist die Verschiebung des Festkörpergelenks in Folge der Prozesskräfte beim Drehen dargestellt.



Han/ 98197 © IFW

Bild 4-17: a) Vergleichsspannung bei Auslenkung des Piezoaktors, b) Verschiebung durch Prozesskräfte beim Drehen

Neben der Aktorik besitzt das Hybridwerkzeug Sensoren zur Prozessbewertung und Qualitätskontrolle. Dazu sind die Piezoaktoren mit Dehnungsmessstreifen und Temperatursensoren ausgestattet. Außerdem ist in jeder Einheit ein Beschleunigungssensor montiert. Die Qualitätskontrolle wird mit Hilfe eines konfokalen Abstandssensors durchgeführt, der zwischen den beiden Piezoeinheiten integriert ist (Bild 4-16). Bild 4-18 zeigt das final umgesetzte Hybridwerkzeug in der Werkzeugmaschine.



Werkzeug:	Piezoaktor-Ansteuerung:	Werkzeug:
Hybridwerkzeug	Frequenz f_{piezo} = 0 - 2.000 Hz	CBN-Wendescheidplatte:
zum Unrunddrehen	Maximalspannung U_{max} = 1.000 V	CCGW0602
und Mikrostrukturieren	Nennauslenkung Δx_{Nenn} = 0 - 60 μm	r_{ε} = 0,4; 0,8 mm

Sch/107973© IFW

Bild 4-18: Hybridwerkzeug in der CTX beta 800

ii. Ansteuerung des Hybridwerkzeugs

Das Hybridwerkzeug wird von einem Industrie-PC (IPC) gesteuert (Bild 4-19). Der IPC stellt die Spannung für die Piezoaktoren zur Verfügung. Gleichzeitig werden die Dehnungen der Piezoaktoren über die Dehnungsmessstreifen und die Temperatur über die integrierten PT100-Temperatursensoren gemessen. Der konfokale Sensor erfasst den Abstand des Werkzeugs zur Zylinderlaufbahn. Die Beschleunigungssensoren messen jeweils die Schwingung der beiden Einheiten. Um eine positionsabhängige Ansteuerung der Piezoaktoren zu gewährleisten, werden die Achspositionen der Maschine dem IPC über Profibus übermittelt. Für das Unrunddrehen wird eine Zielgeometrie an definierten Rasterpositionen der Zylinderlaufbuchse vorgegeben. Nach der Fertigung einer Laufbuchse wird die Inline-Qualitätskontrolle durchgeführt und die Ansteuerung innerhalb der Prozessregelung optimiert. Bei Abweichungen der Ist- von der Soll-Geometrie werden Korrekturwerte berechnet, die bei der Fertigung der nächsten Zylinderlaufbuchse zur Kompensation der Fertigungsfehler dienen. So wurde eine Prozessregelung der Laufbuchsengeometrie realisiert, die Geometriefehler (z. B. Abdrängung der Werkzeuge in der Prozesskette) reduziert.

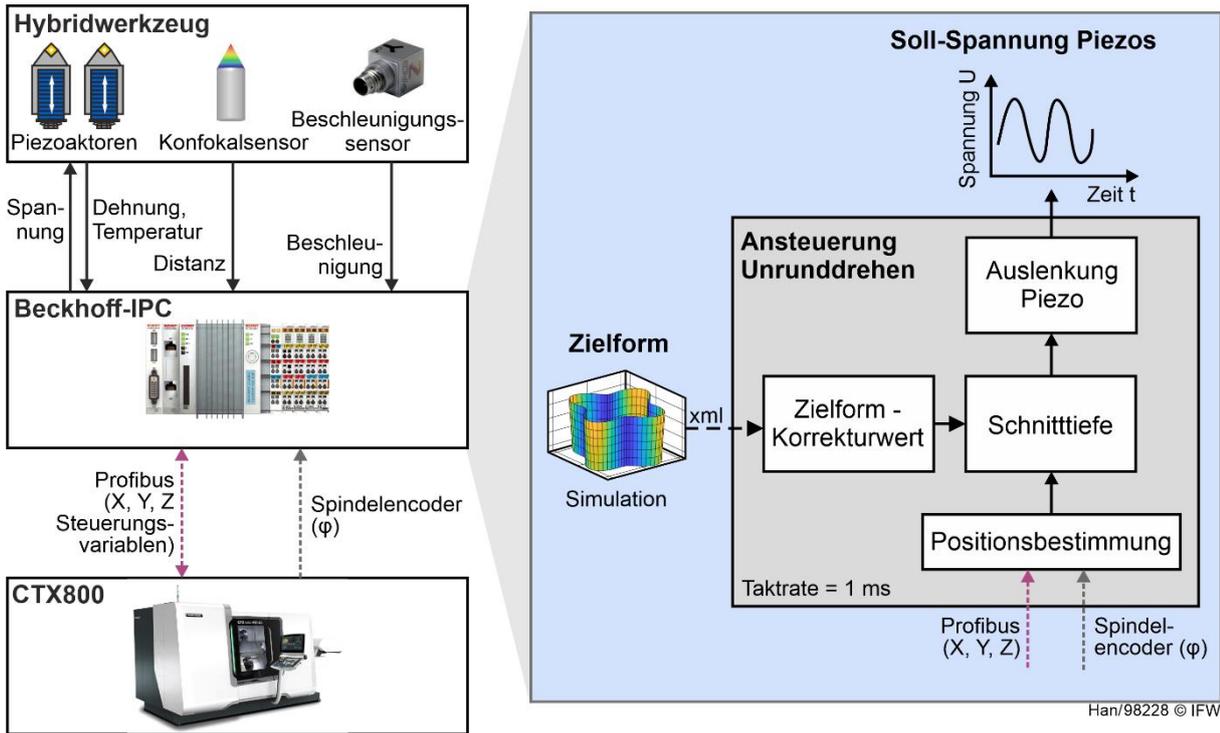
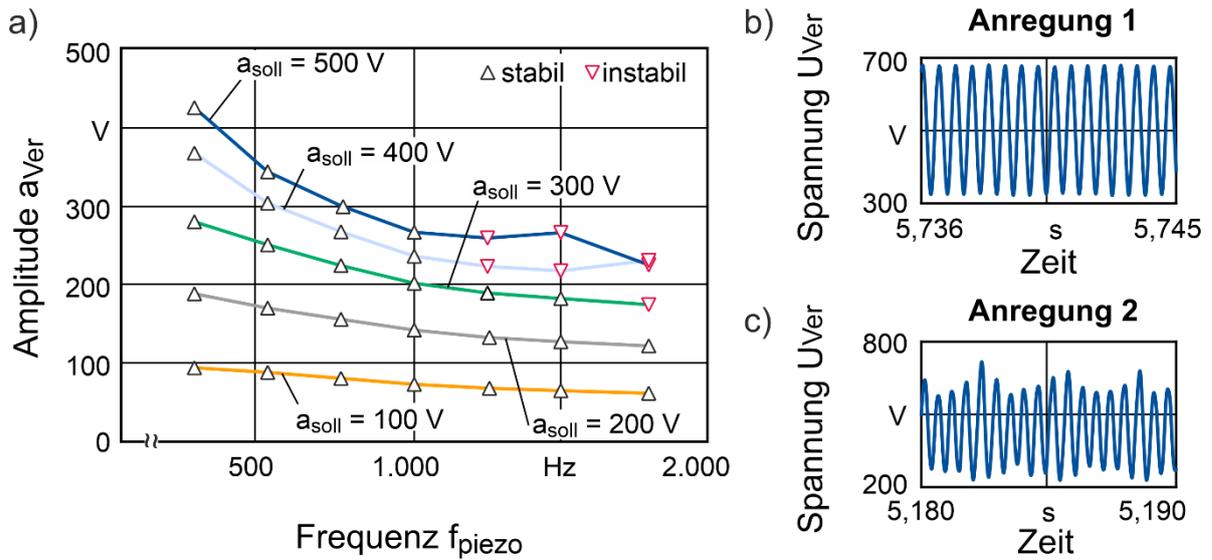


Bild 4-19: Ansteuerung des Hybridwerkzeugs zur Unrund-Bearbeitung

iii. Statisches, dynamisches und thermisches Verhalten der Aktoren

Zur Definition des nutzbaren Parameterraums wurde das statische, dynamische und thermische Verhalten der Aktoren untersucht. Besonders wichtig ist das dynamische Verhalten der Aktoren, da dieses vor allem den hochfrequenten Mikrostrukturierungsprozess begrenzt. In Bild 4-20a ist zu sehen, dass vor allem bei hohen Soll-Amplituden a_{soll} und bei hohen Frequenzen f_{piezo} die Amplitude des Verstärkers deutlich geringer wird. Der Grund hierfür ist die begrenzte Dynamik des Verstärkers in Kombination mit der Kapazität des Piezoaktors. Es kann zu Instabilitäten kommen.

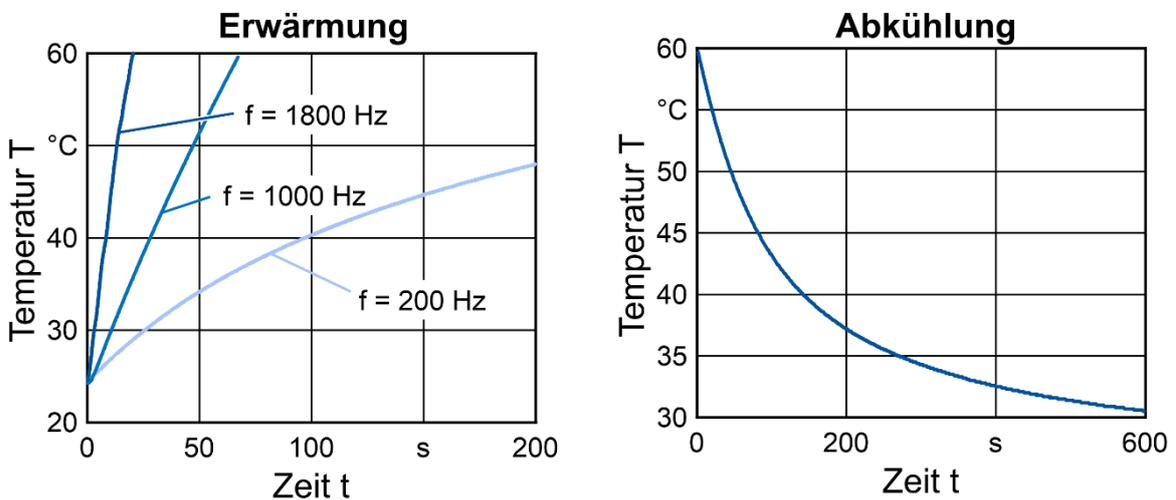


Piezoaktor: PSt 1000/16/60	Sinus: Dauer $\Delta t = 5$ s Frequenz $f_{\text{piezo}} = 0,25-1,8$ kHz Amplitude $a_{\text{soll}} = 100-500$ V	Anregung 1: $f_{\text{piezo}} = 1,8$ kHz $a_{\text{soll}} = 300$ V	Anregung 2: $f_{\text{piezo}} = 1,8$ kHz $a_{\text{soll}} = 500$ V
--------------------------------------	--	---	---

Han/98230 © IFW

Bild 4-20: a) Ansteuerungskennfeld, b) stabile Schwingung, c) instabile Schwingung

Die Eigenerwärmung des Piezoaktors durch eine konstante sinusförmige Ansteuerung ist relevant für die Prozessauslegung, da die Dauer der Fertigungsprozesse durch die Curie-Temperatur der verwendeten Piezokeramik von $T = 160^\circ\text{C}$ begrenzt ist. In Versuchen wurden keine Schädigungen festgestellt (Bild 4-21).



Piezoaktor: Stapelaktor Pst 1000/16/60 Länge $l_{\text{piezo}} = 71$ mm Durchmesser $d_{\text{piezo}} = 25$ mm	Piezoaktor-Ansteuerung: Frequenz $f_{\text{piezo}} = 0,2-2$ kHz Amplitude $a_{\text{Ver}} = 400$ V Spannungsoffset $a_{\text{Ver,Off}} = 400$ V	Temperaturmessung: Integrierter PT100-Sensor
--	---	--

Han/98206 © IFW

Bild 4-21: Eigenerwärmung des Piezoaktors und Abkühlverhalten

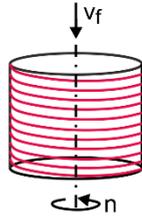
iv. Inline-Qualitätskontrolle

Bei der Qualitätskontrolle werden die Verzugsform der Laufbuchse und die Mikroschmiertaschen bewertet. Zur Kontrolle der Makrogeometrie wird nur die Form der

Buchse gemessen. Die Messdauer ist kritisch. Daher wird die Laufbuchse spiralförmig abgefahren. In Bild 4-22 ist bspw. eine Rundheitsabweichung der runden Laufbuchse von $\Delta r = \pm 250 \mu\text{m}$ aufgrund von provozierten Einspannfehlern erkennbar.

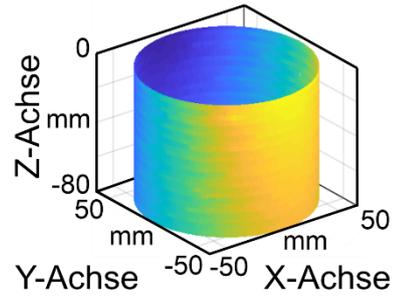
a) Messung

Drehzahl der Buchse: $n = 200 \text{ min}^{-1}$
 Vorschub des Sensors: $f = 1 \text{ mm}$
 Messzeit: $t = 66 \text{ s}$

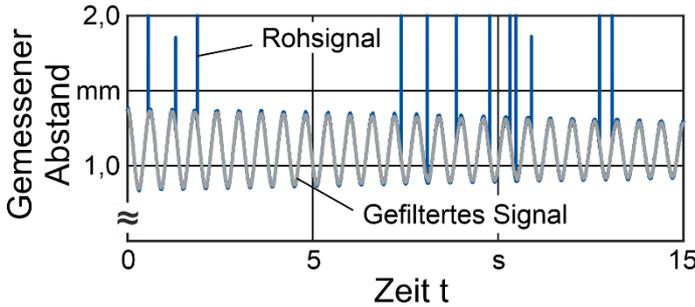


c) Visualisierung

Rundheitsabweichung Δr
 -0,25 -0,125 0 mm 0,25



b) Signalvorverarbeitung



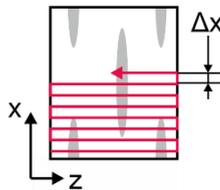
Han/98173 ©IFW

Bild 4-22: Vorgehen zur Inline-Messung der Makrogeometrie mit dem konfokalen Sensor

Zur Kontrolle der eingebrachten Mikroschmieraschen sind, im Gegensatz zur Messung der Makrogeometrie, geringe Vorschübe gefordert. Um die Messdauer gering zu halten, wird nur ein geringer Bereich (3x3 mm) der Zylinderlaufbahn gemessen. Das Vorgehen ist in Bild 4-23 am Beispiel einer gehonten Laufbuchse mit eingebrachten Mikroschmieraschen exemplarisch dargestellt.

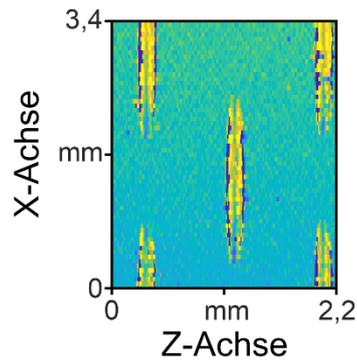
a) Messung

Vorschub: $v_f = 1 \text{ mm/s}$
 Abstand zw. Zeilen: $\Delta x = 0,057 \text{ mm}$
 Messzeit: $t = 170 \text{ s}$

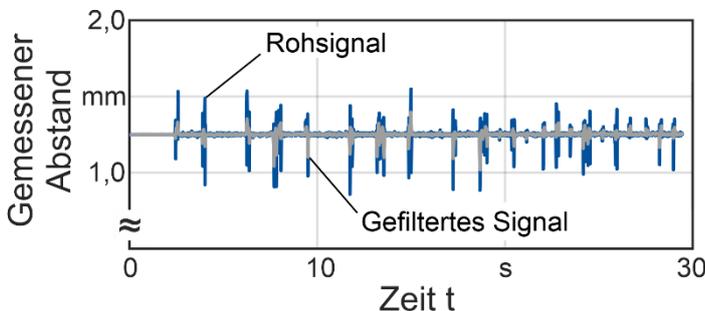


c) Visualisierung

Profilhöhe
 -0,06 -0,03 0 mm 0,06



b) Signalvorverarbeitung



Han/98177 ©IFW

Bild 4-23: Vorgehen zur Inline-Messung der Mikrogeometrie mit dem konfokalen Sensor

v. Funktionstest

Der Unrunddrehprozess wurde zunächst anhand einer vorgegebenen Testform experimentell untersucht. Es wurde eine vierfache Sinusschwingung in Umfangsrichtung eingebracht, deren Amplitude in Hubrichtung der Laufbuchse geringer wird. Die maximale Rundheitsabweichung

betrug $\Delta r = 50 \mu\text{m}$. Die vorgegebene Testform sowie die gefertigte Form, die mit einer Koordinaten-Messmaschine gemessen wurde, sind in Bild 4-24 gegenübergestellt. Die maximale Rundheitsabweichung beträgt etwa $10 \mu\text{m}$. Die Fehler entstehen hauptsächlich durch eine Abdrängung des Werkzeugs und durch Hystereseeffekte des Piezoaktors.

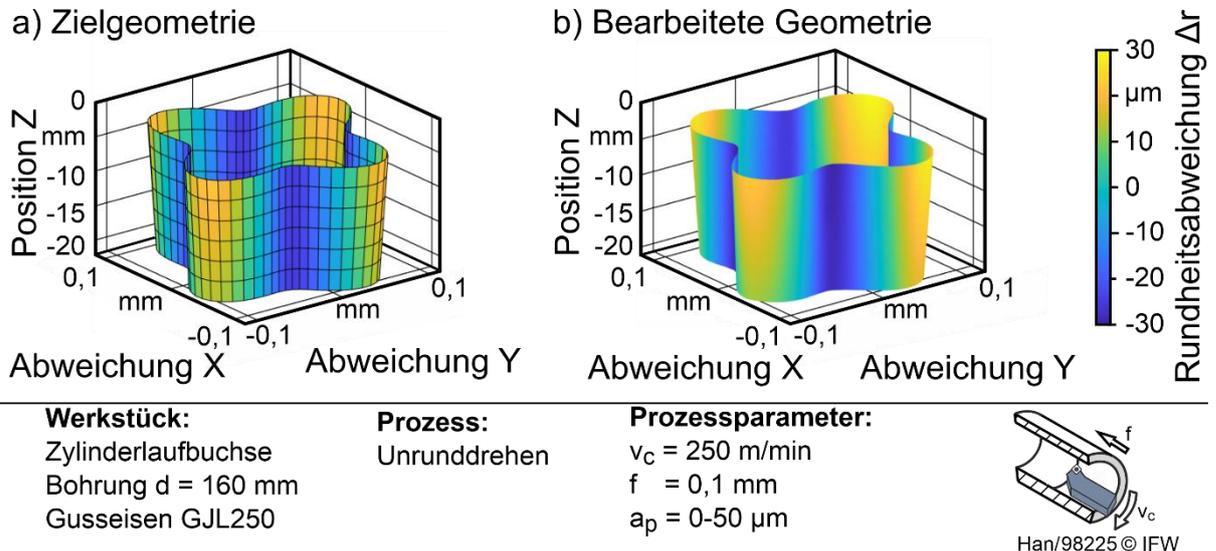


Bild 4-24: Funktionstest Unrunddrehen an einer Testform

Die Zylinderlaufbuchsen wurden nach dem Unrunddrehen mikrostrukturiert. Hierzu wurde eine Schneide radial ausgelenkt. Die Anzahl der eingebrachten Taschen auf dem Umfang der Laufbuchse ist dabei abhängig von der Schnittgeschwindigkeit und der Piezoaktorfrequenz. Bild 4-25 zeigt die Abhängigkeiten.

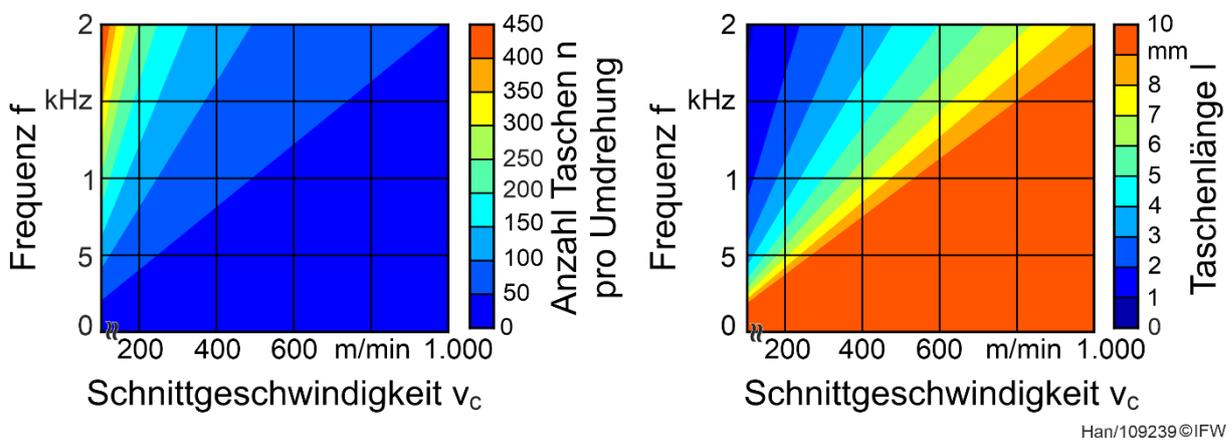
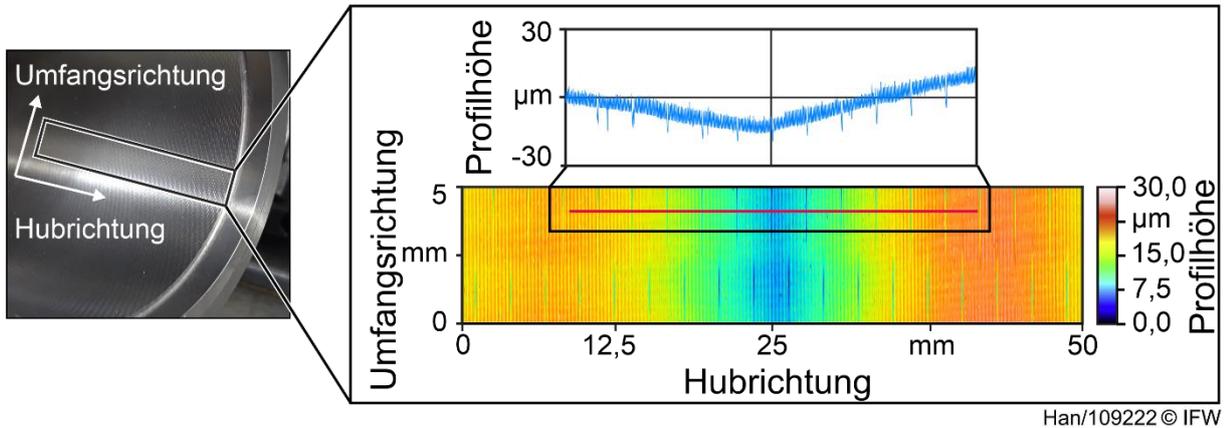


Bild 4-25: Anzahl und Länge herstellbarer Mikroschmiertaschen

Zum Einbringen von Mikrostrukturen sind zwei Wege denkbar. Zum einen kann die Mikrostrukturierungseinheit genutzt werden, die mit Hilfe des Stützlagers an der Innenwand des Zylinders geführt wird. Die Schwierigkeit besteht darin, den Abstand zwischen Schneidplatte und Stützlager über einen Mikrostelltisch so einzustellen, dass der Piezoaktor ohne Auslenkung gerade noch nicht im Eingriff ist, um möglichst viel Hub des Piezoaktors für die Strukturierung nutzen zu können. Eine zweite Möglichkeit zur Strukturierung ist die Nutzung des Piezoaktors zum Unrunddrehen. Dieser muss dafür jedoch der bereits bearbeiteten Unrundheit folgen, damit die Mikroschmiertaschen gleich tief eingebracht werden. Das reduziert die maximal mögliche Strukturtiefe, abhängig vom Grad der Unrundheit.

Diese Möglichkeit wurde genutzt (Bild 4-26). Die Rundheitsabweichung der Laufbuchse entspricht $\Delta r = 40 \mu\text{m}$.



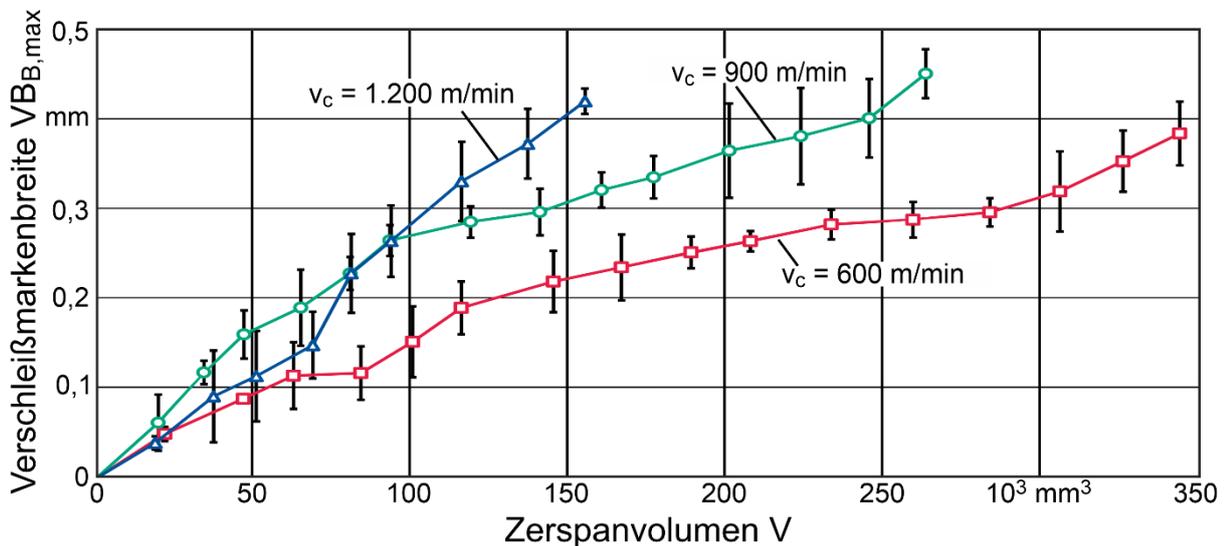
Han/109222 © IFW

Bild 4-26: Mikrostrukturierung einer unrund gedrehten Zylinderlaufbuchse

Im Profilschnitt ist zu erkennen, dass die Mikrostrukturen, unabhängig von der Unrundheit der Laufbuchse, die gleiche Tiefe aufweisen. Somit konnte gezeigt werden, dass das Hybridwerkzeug dafür geeignet ist, nichtzylindrische Zylinderlaufbuchsen gezielt zu strukturieren.

vi. Einsatzverhalten

Zur Untersuchung der Prozesssicherheit wurde der Werkzeugverschleiß beim Drehen und Mikrostrukturieren betrachtet. Eine Verschleißuntersuchung war notwendig, um plötzliches Werkzeugversagen zu vermeiden. Die Verläufe des Freiflächenverschleißes sind in Bild 4-27 zusammengefasst.



Werkstück:	Werkzeug:	Prozess:	Prozessstellgrößen:
Zylinderlaufbuchse	CBN-Wendeschneidplatte	Innenrund-	$v_c = 600; 900; 1.200 \text{ m/min}$
Bohrung $d = 130 \text{ mm}$	$r_\epsilon = 0,4 \text{ mm}$	Längsdrehen,	$a_p = 0,5 \text{ mm}$
Gusseisen GJL250	$S_\alpha = S_\gamma = 15 \mu\text{m}, \alpha = 7^\circ$	trocken	$f = 0,25 \text{ mm}$

Sch/107962 © IFW

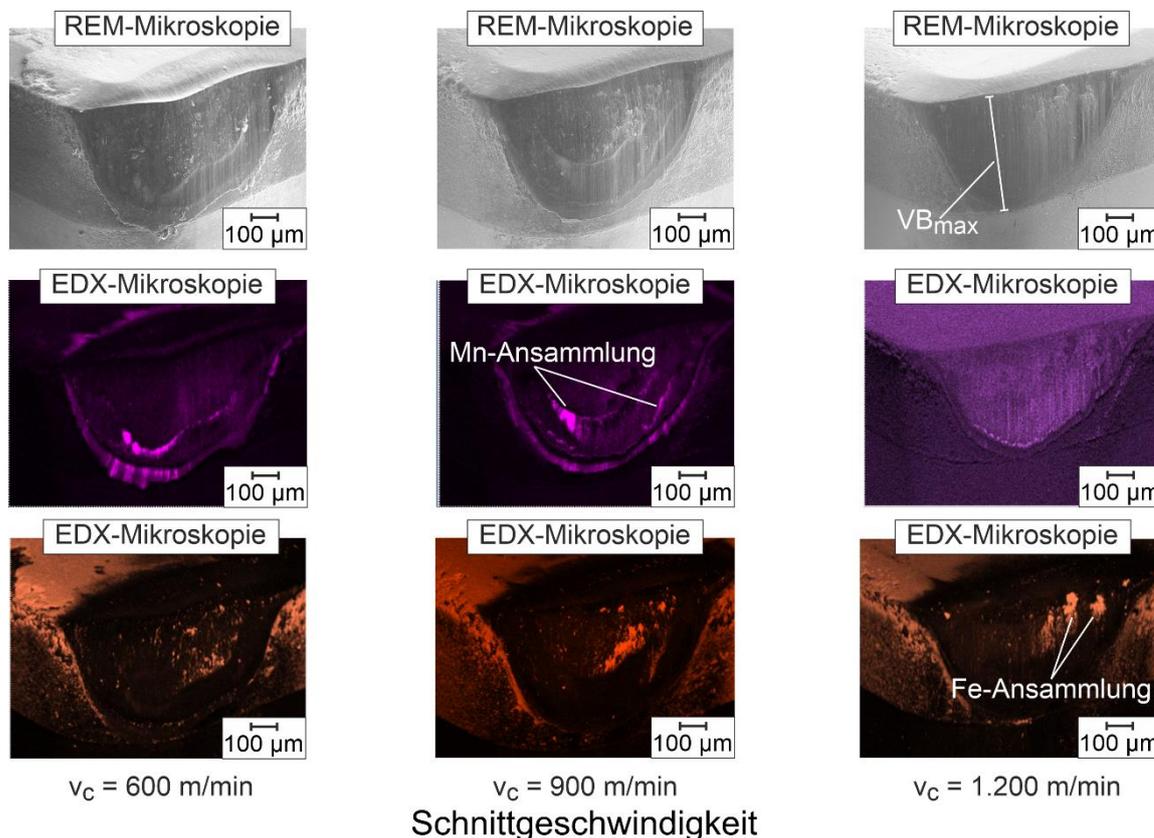
Bild 4-27: Verlauf des Freiflächenverschleißes beim trockenen Drehen

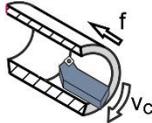
Das Abbruchkriterium liegt, aufgrund der Schneidstoffdicke des CBNs, bei $VB_{B,max} = 0,4 \text{ mm}$. Es zeigt sich, dass das höchste Zerspanvolumen mit einer Schnittgeschwindigkeit von

$v_c = 600$ m/min erreicht. Weiter zeigt sich, dass eine starke Schnittgeschwindigkeitsabhängigkeit des Verschleißes vorliegt und die Schnittgeschwindigkeit passend gewählt werden muss.

Das Verschleißbild der Wendeschneidplatten ist in Bild 4-28 dargestellt. Der Verschleiß tritt vornehmlich an der Freifläche auf. Anhand von REM- und EDX-Analysen konnten abrasiver Freiflächenverschleiß und Adhäsionen identifiziert werden. Wie in Bild 4-28 gezeigt wird, tritt der abrasive Freiflächenverschleiß bei Schnittgeschwindigkeiten von $v_c = 600$ und 900 m/min im Vergleich zu einer Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 1.200$ m/min uneinheitlich auf. Zudem treten Adhäsionen auf. Diese bestehen aus Mangan (Mn), Schwefel (S) sowie Eisen (Fe). Sie sind sämtlich im zerspannten Werkstoff zu finden.

Mangan und Schwefel sind bekannte Bildner von MnS-Schichten auf Schneidwerkzeugen, wenn diese bei der Trockenbearbeitung von GJL-Werkstoff eingesetzt werden. Wie in Bild 4-28 zu sehen ist, sind bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten MnS-Ansammlungen auf der Freifläche verteilt. Die Ansammlung tritt im Bereich geringer Verschleißausprägungen auf. Die Konzentration nimmt mit steigender Schnittgeschwindigkeit ab. Die MnS-Schutzschichten treten nur bei niedrigen Schnittgeschwindigkeiten auf.



Werkstück:	Werkzeug:	Prozess:	Prozessparameter:	
Zylinderlaufbuchse	CBN-Wendeschneidplatte	Innenlängsdrehen,	$v_c = 600; 900; 1.200$ m/min	
EN-GJL-250	$r_\epsilon = 0,4$ mm	trocken	$a_p = 0,50$ mm	
	$S_\alpha = S_\gamma = 15$ µm, $\alpha = 7^\circ$		$f = 0,25$ mm	

Sch/107967 © IFW

Bild 4-28: Verschleißerscheinungen an der Wendeschneidplatte

Mit Zunahme des Freiflächenverschleißes zeigte sich eine Abnahme der Oberflächenqualität, wie in Bild 4-29 dargestellt ist.

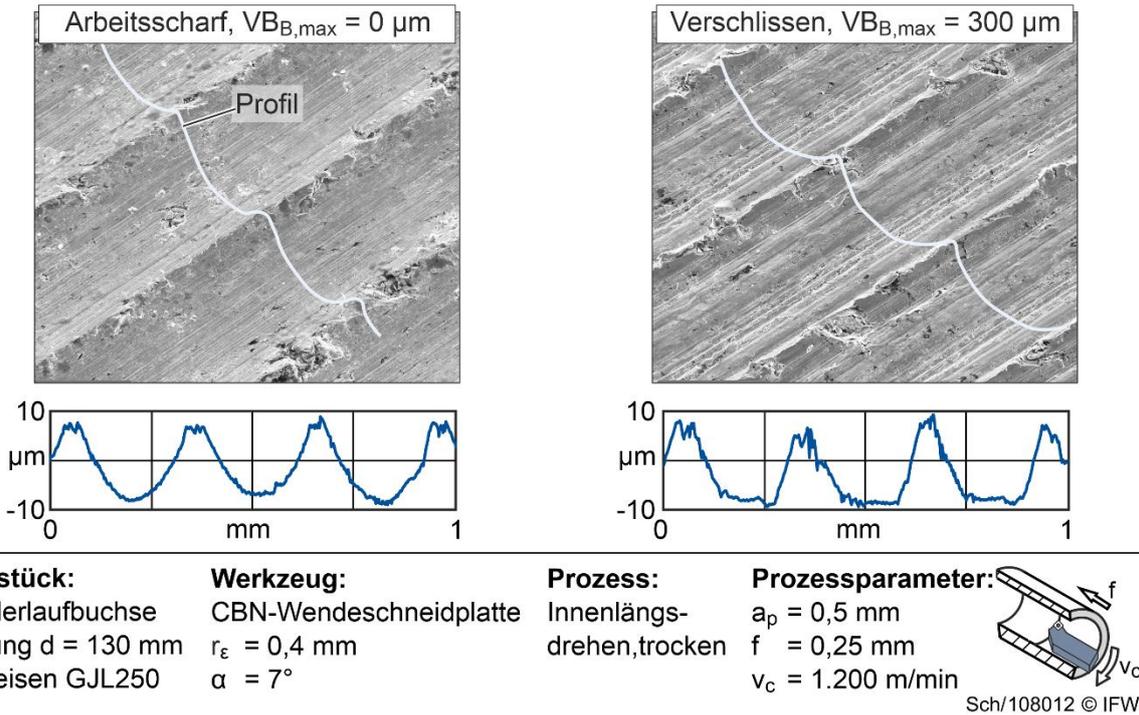


Bild 4-29: Topografieänderung durch Werkzeugverschleiß

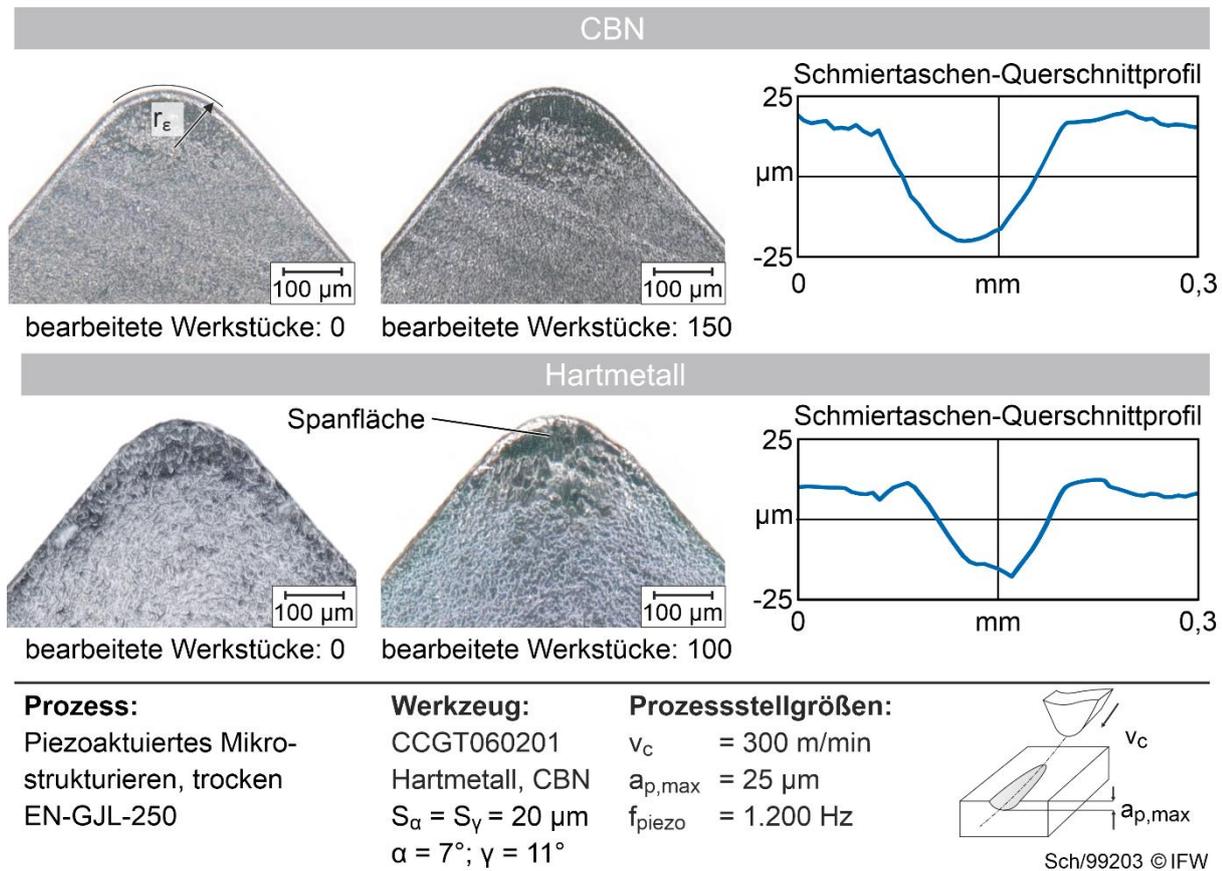


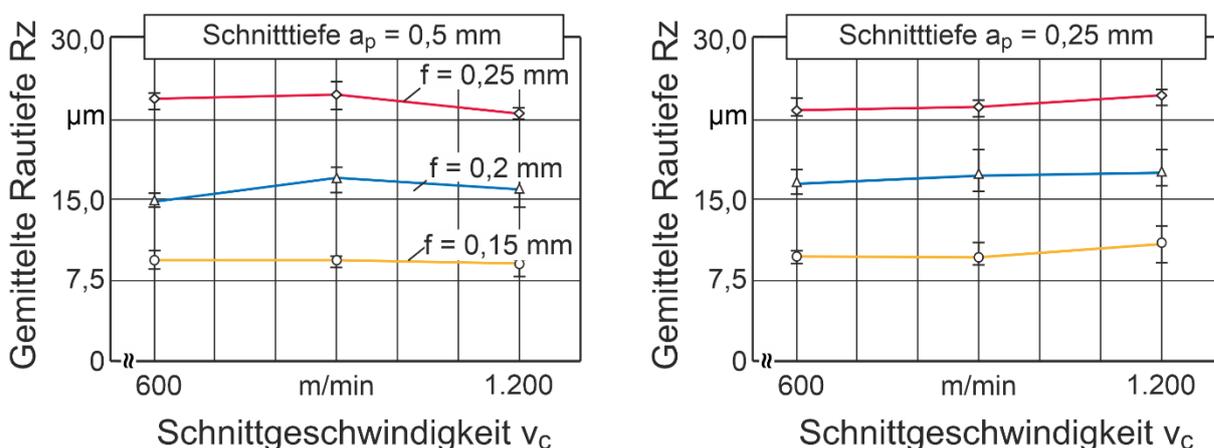
Bild 4-30: Schmier-taschengestalt in Abhängigkeit des Werkzeugverschleißes

Zur Untersuchung der Prozesssicherheit beim Mikrostrukturieren wurden als Prozessstellgrößen eine Strukturierungsfrequenz von $f_{piezo} = 1,2 \text{ kHz}$ und eine

Schnittgeschwindigkeit von $v_c = 300$ m/min gewählt. Bei der vorgegebenen Schmieraschenverteilung ist dies die Parameterkombination mit der maximalen Produktivität. Die Schnitttiefe beträgt $a_p = 50$ μm . Der auftretende Werkzeugverschleiß ist in Bild 4-30 anhand von Mikroskopaufnahmen der Spanfläche dargestellt sowie anhand von Querschnittsprofilen der erzeugten Mikroschmieraschen. Der Schmieraschenquerschnitt in Bild 4-30 rechts zeigt, dass sich die Ausbrüche an der Hartmetall-Schneidkante in der Schmieraschengestalt abbilden und diese beeinträchtigen. Auch verringerte sich die Taschentiefe. Die verwendete Hartmetallsorte muss angepasst werden.

c. Realisierung der Prozesskette und Wechselwirkungen

Für die Realisierung der Prozesskette wurden die Prozesse zunächst einzeln aufgebaut und anschließend ihre Wechselwirkungen untersucht. In Vorversuchen wurde untersucht, welche Rauheit beim Drehprozess mit unterschiedlichen Prozessparametern erreicht werden kann. Die Rauheit muss dabei in Bereichen der erreichten Rauheit des Schrupphonens von $R_z = 25$ μm liegen, um dieses ersetzen zu können. Die erzielte Oberflächenrauheit R_z ist in Bild 4-31 dargestellt.



Werkstück:

Zylinderlaufbuchse
Gusseisen GJL250
Bohrung $d = 128$ mm

Werkzeug:

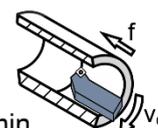
CBN-Wendeschneidplatte
 $r_\epsilon = 0,4$ mm
 $\alpha = 7^\circ$

Prozess:

Innenlängsdrehen,
trocken

Prozessparameter:

$a_p = 0,5; 0,25$ mm
 $f = 0,15; 0,2; 0,25$ mm
 $v_c = 600; 900; 1.200$ m/min

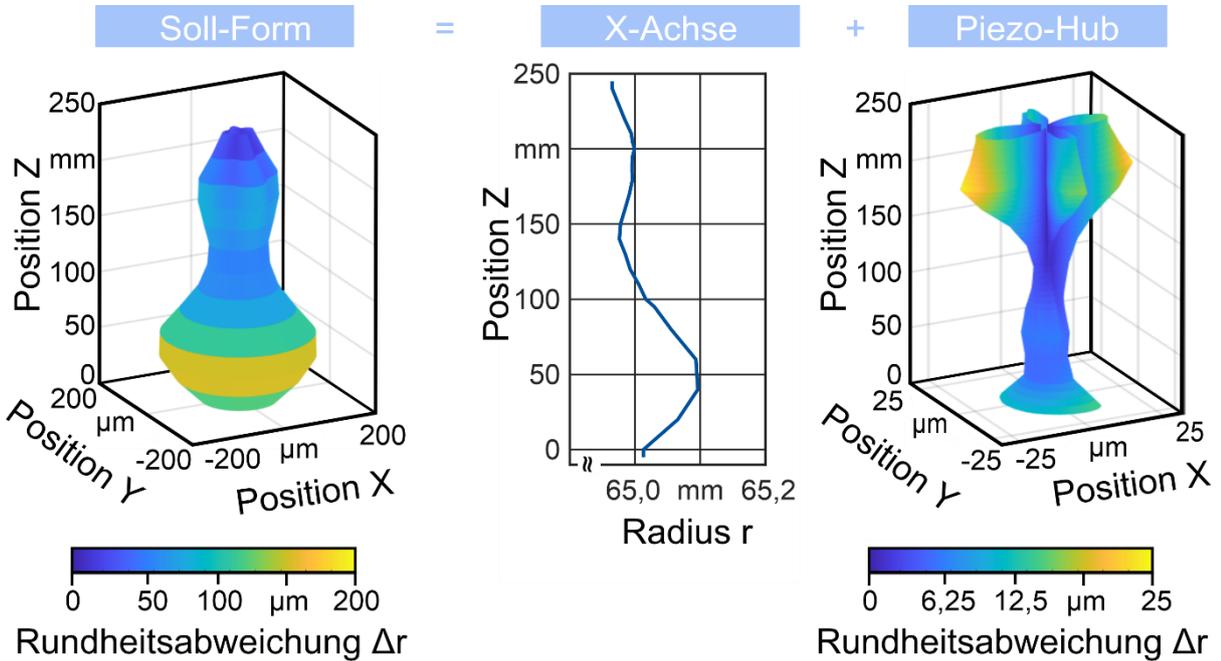


Sch/107985 © IFW

Bild 4-31: Werkstückrauheit in Abhängigkeit der Prozessparameter beim Drehen

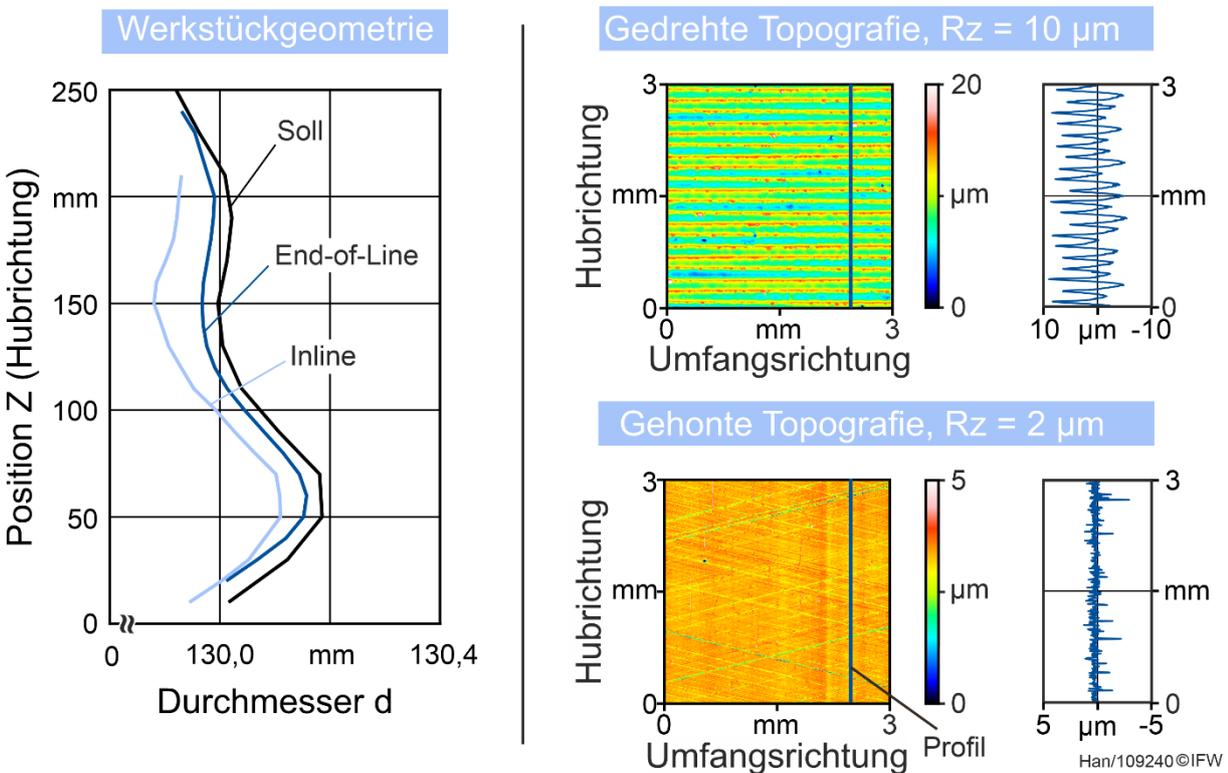
Der Haupteinflussfaktoren auf die Rauheit bei konstantem Eckenradius ist gemäß den geometrischen Zusammenhängen der Vorschub f . Für die Prozesskette wurde die Schnittgeschwindigkeit $v_c = 600$ m/min und der Vorschub $f = 0,15$ mm im Drehprozess gewählt. Daraus resultiert eine Rauheit von $R_z = 8-9$ μm . Um die gedrehte Oberfläche im nachfolgenden Honprozess komplett abzutragen, musste ein radiales Honaufmaß von 35 μm vorgehalten werden. Dies wurde in Voruntersuchungen bestimmt. Hierzu wurde die Soll-Form des Drehprozesses entsprechend angepasst (Bild 4-32 links). Die Unrundheit der Soll-Form in Umfangsrichtung beträgt maximal 25 μm , die Formänderung in Hubrichtung 133 μm . Damit reichte der Piezoaktorhub nicht mehr aus. Die Soll-Form wurde daher eingeteilt in Anteile, die auf dem Umfang variieren und Anteile, die auf dem Umfang konstant sind und nur in Z-Richtung variieren. Diese Anteile wurden über die X-Achse der Maschine zugestellt. Die Aufteilung der Geometrie-Anteile ist in Bild 4-32 dargestellt.

Weitere Effekte, wie die Abdrängung der Zylinderlaufbuchse beim Unrunddrehen und die Einschnürung durch das Segmentspannfutter der Drehmaschine, wurden an einer ersten Laufbuchse untersucht und dann für die weiteren Zylinderlaufbuchsen kompensiert.



Han/109235 © IFW

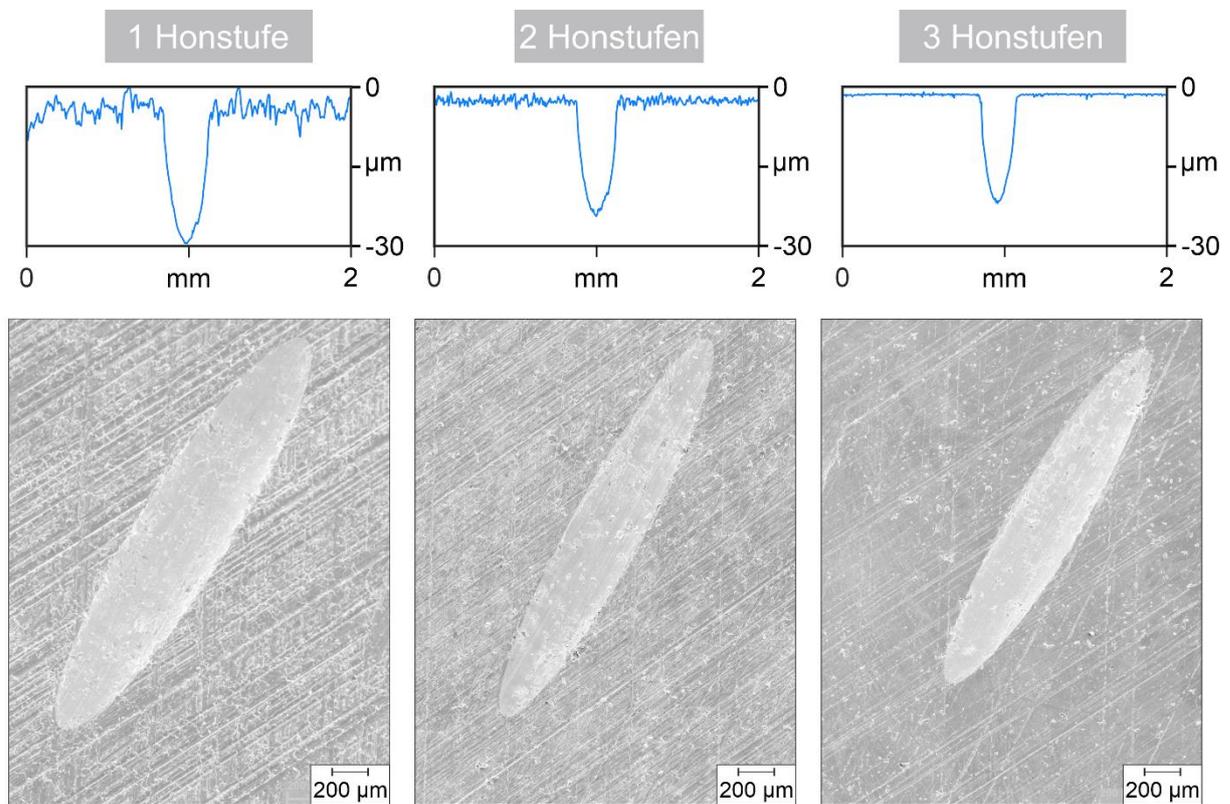
Bild 4-32: Aufteilung der Soll-Form in über den Umfang konstanten und variierenden Anteil (basierend auf FEM-Simulation von [ALS22b]).



Han/109240 © IFW

Bild 4-33: Werkstückgeometrie und Topografie in der Prozesskette

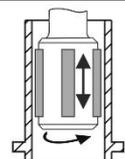
Bild 4-33 zeigt den Verlauf der Laufbuchsengeometrie über die Stadien der Prozesskette. Mit der Inline-Messung wurde die Form der Laufbuche in der Drehmaschine nach dem Unrunddrehen gemessen. Mit der End-of-Line Messung wurde die Form nach dem Honen bestimmt. Es zeigte sich, dass der Honprozess mit federgelagerten Honleisten die Form gleichmäßig aufweitet. Neben der Makrogeometrieveränderung besitzt die Topografieänderung durch den Honprozess einen entscheidenden Einfluss auf das Einsatzverhalten der Laufbuchsen. Zur Untersuchung der Wechselwirkungen zwischen dem Honprozess und den zuvor eingebrachten Mikrostrukturen wurden im Folgenden die Veränderungen der Topografie untersucht. Die Bewertung erfolgte anhand der Mikroschmiertaschengestalt und der Werkstückrauheit in Abhängigkeit der Honbearbeitung. Die Veränderung der Mikroschmiertaschengestalt für das Beispiel einer dreistufigen Honbearbeitung ist in Bild 4-34 dargestellt. Dabei zeigt sich, dass die Schmiertaschen durch Honen nicht geschädigt oder entfernt werden, wenn drei konsekutive Honstufen mit den Korngrößen D76, D35 und D10 eingesetzt werden. Unter Beachtung festgestellter Randbedingungen ist es möglich, die spanende Mikrostrukturierung erstmals vor dem Honen in die Prozesskette zu integrieren.

**Werkstück:**

Zylinderlaufbuche GJL250
 Durchmesser $d_{\text{wst}} = 130 \text{ mm}$
 Länge $l_{\text{wst}} = 240 \text{ mm}$

Honprozess:

Innenrundhonen, Überflutungsschmierung
 Schneidstoff = D76 (OP1); D35 (OP2); D10 (OP3)
 Honabtrag = 18 µm (OP1); 8 µm (OP2); 6,5 µm (OP3)



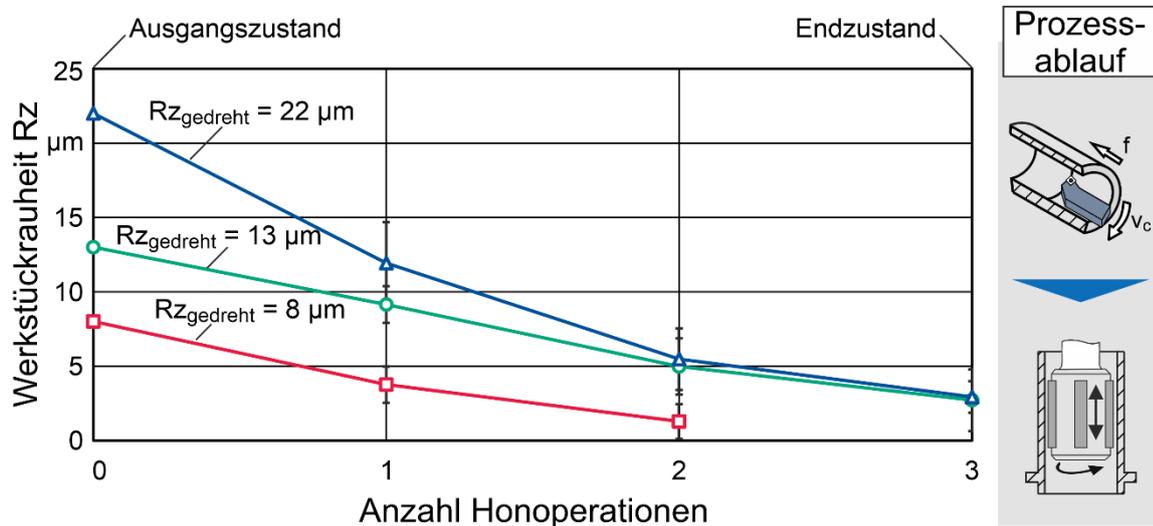
Sch/108054 © IFW

Bild 4-34: Veränderung der Schmiertaschengestalt bei anschließender Honbearbeitung

Die Veränderung der Werkstückrauheit wurde untersucht. Dies ist notwendig, da durch eine angepasste Drehoberfläche die erste Honoperation entfallen kann, was eine Einsparung von

elektrischer Energie und Honöl ermöglicht. Der Verlauf der Werkstückrauheit über die Honoperationen ist in Bild 4-35 dargestellt.

Die Untersuchung der Rauheitsveränderung zeigt, dass durch die Reduktion der gedrehten Rauheit von $Rz = 22 \mu\text{m}$ (Industriestandard) auf $Rz = 13$ oder $8 \mu\text{m}$ mit nur zwei statt drei Honoperationen eine Endrauheit von $5 \mu\text{m}$ (Standardhonung) bzw. $2,5 \mu\text{m}$ (Feinsthonung) zu erreichen ist. Dies ermöglicht die Einsparung der ersten Honstufe.



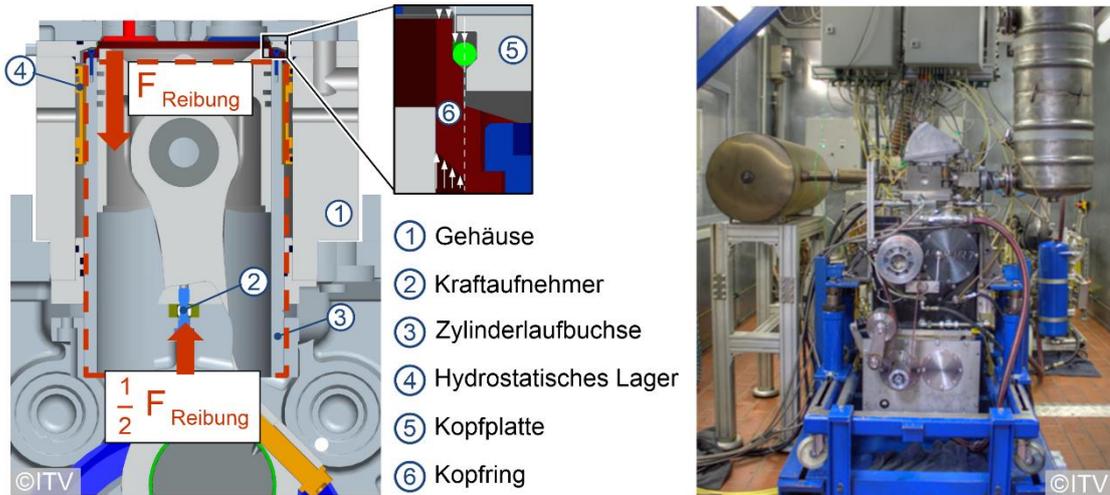
Werkstück:	Drehprozess:	Honprozess:
Zylinderlaufbuchse	Innenlängsdrehen, trocken	Innenrundhonen, Überflutungsschmierung
Bohrung $d = 130 \text{ mm}$	$Rz_{\text{gedreht}} = 8; 13; 22 \mu\text{m}$	Schneidstoff = D76(OP1); D35(OP2); D10(OP3)
Gusseisen GJL250		

Sch/108057 © IFW

Bild 4-35: Werkstückrauheit in Abhängigkeit der anschließenden Honbearbeitung

d. Einsatzverhalten im Motor

Zur Bewertung des tribologischen Verhaltens der Zylinderlaufbuchse wird die Reibung im gefeuerten Motorbetrieb über dem Kolbenhubweg ermittelt. Der Kolbenhub wird über die Kurbelwellenwinkelposition durch die Kurbelkinematik vorgegeben. Zu diesem Zweck wurde am ITV der Leibniz-Universität Hannover ein Floating-Liner Prüfstand auf Basis eines Einzylindermotors für Zylinderlaufbuchsen mit einem Innendurchmesser von $d_{\text{wst}} = 130 \text{ mm}$ und einer Bohrungshöhe von $l_{\text{wst}} = 240 \text{ mm}$ aufgebaut. Der Floating-Liner-Prüfstand und seine Komponenten sind in Bild 4-36 zu erkennen. Bei dem Floating-Liner Messverfahren wird die Zylinderlaufbuchse vom übrigen Motorblock entkoppelt. Sie wird in einem speziellen Zwischengehäuse radial durch ein hydrostatisches Lager geführt und ist axial frei beweglich auf piezoelektrischen Kraftsensoren gelagert. Die Reibkraft der Kolbengruppe wird über die Laufbuchse in diese Lagerung übertragen und über den Kurbelwinkel aufgelöst gemessen. Die Abdichtung des Brennraums erfolgt über eine krafteinleitungsfreie Zylinderkopfmontage mit einem komplexen Gas-Balancing-Ausgleich für Drücke bis zu 200 bar. Weiterhin ermöglicht die Konditionierung aller Betriebsmedien sowie die Kontrolle der Wärmeströme eine gleichbleibende Messumgebung.



Floating-Liner Motorprüfstand:

Einzylinder-Testmotor
 $V_{\text{Zyl}} = 1.991 \text{ cm}^3$
 $l = 240 \text{ mm}$
 $d = 130 \text{ mm}$

Testbedingungen:

Vollständige Medienkonditionierung
 Kurbelwellenwinkelaufgelöste Reibkraftmessung
 $n_{\text{max}} = 1.600 \text{ min}^{-1}$
 $p_{\text{max, Kompression}} = 15,5 \text{ bar IMEP}$

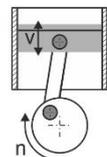
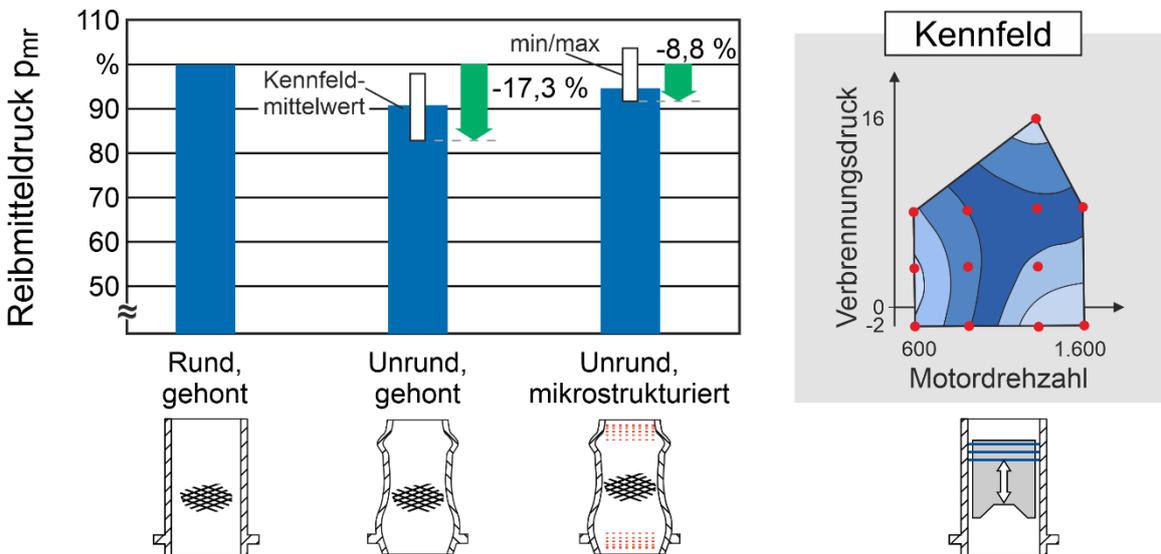


Bild 4-36: Floating-Liner Motorprüfstand, ITV [ULM15, PAS21]

Um eine umfassende Aussage zur Eignung der gezeigten tribologischen Anpassungen von Zylinderlaufbuchsen aufzeigen zu können, wurden mit dem oben gezeigten Motorprüfstand Untersuchungen auf einem Lastpunkt-Kennfeld durchgeführt. Hierbei wurden Motordrehzahl ($n_{\text{motor}} = 600 - 1.600 \text{ min}^{-1}$) und indizierter Mitteldruck ($p_{\text{mi}} = -2 - 16 \text{ bar}$, geschleppter und gefeuerter Betrieb) variiert. Die Mittelwerte sowie die Minima und Maxima der betrachteten vier Zylinderlaufbuchsen-Varianten sind in Bild 4-37 zusammengefasst.



Werkstück:

Zylinderlaufbuchse, EN-GJL250
 $d_{\text{wst}} = 130 \text{ mm}$
 $l_{\text{wst}} = 240 \text{ mm}$

Mikrostruktur-Flächenanteil:

$S_{\text{MT,OT}} = 10...0 \%$
 $S_{\text{MT,UT}} = 0...5 \%$

Freiformgeometrie:

$\Delta r_{\text{max, Hub}} = 138 \mu\text{m}$
 $\Delta r_{\text{max, Umfang}} = 25 \mu\text{m}$

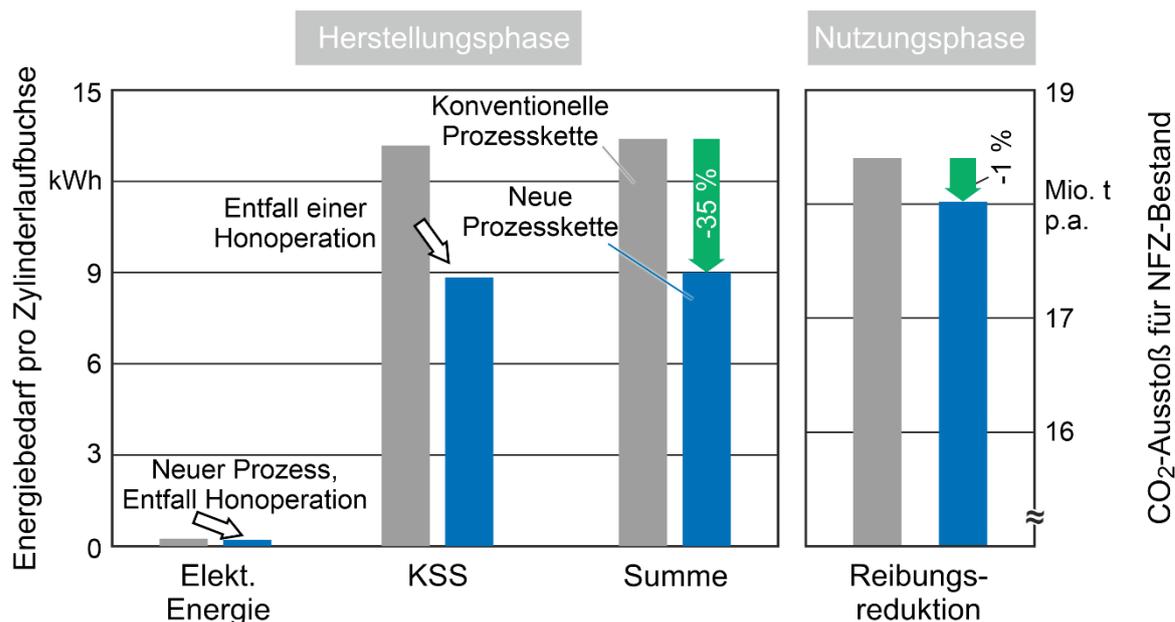
Bild 4-37: Floating-Liner Motorprüfstand, ITV

Die Ergebnisse des Floating-Liner-Einzylinderprüfstands zeigen, dass die eingebrachte Freiform der Zylinderlaufbuchse die Reibung lastpunktabhängig um bis zu 17,3 % reduziert, da im Motorbetrieb in axialer Richtung eine gleichmäßige zylindrische Passung zwischen Kolben und Zylinderlaufbuchse erzeugt wird. Dies kompensiert thermisch und mechanisch induzierte Verformungen, die erhöhte Reibung erzeugen würden. Die so verbesserte Dichtheit erhöht, neben der Reduzierung der Reibung, den thermodynamischen Wirkungsgrad der Verbrennung. Ein zusätzliches Einbringen von Mikroschmieraschen mit einer Tiefe von 10-20 μm zeigte hingegen bei diesem Versuch keine weitere Reduzierung der Reibungskraft. Der Grund hierfür liegt darin, dass der Ölhaushalt durch die eingebrachte Freiformhonung geändert wurde, wodurch die vollständige Füllung der zusätzlich eingebrachten Mikroschmieraschen nicht mehr gewährleistet war. Es zeigte sich aber, dass eine Variation der Schmieraschentiefe zwischen 20 μm und 10 μm mit sinkender Schmieraschentiefe tendenziell die Reibung senkt. Daraus lässt sich ableiten, dass die Schmieraschentiefe geringer als 10 μm sein muss, um mit dem reduzierten Öangebot eine reibungsmindernde Wirkung zu erzielen.

Die Ergebnisse zeigen weiter, dass die vorgestellten Bearbeitungsmethoden sowohl im Mittel aller Lastpunkte als auch an den Einzellastpunkten die Reibung reduzieren können. Die einzige Ausnahme bildet hier die unrunde Zylinderlaufbuchse mit Mikrostrukturen, die am maximalen Lastpunkt ($n_{\text{motor}} = 1.600 \text{ min}^{-1}$, $p_{\text{mi}} = 7,7 \text{ bar}$) die Reibung erhöht. Die hier erreichte Reibungsminderung übertrifft die Ergebnisse an runden, nicht variabel mikrostrukturierten Buchsen aus [KAE13] um 18 % und stellen zudem eine zweite fertigungstechnische Methode bereit, um die Reibung in der Zylinderlaufbuchse zu reduzieren.

4.2.3 Energetische Bewertung

Zur energetischen Bewertung der Projektergebnisse wurden die Einsparungen in der Herstellungs- und der Nutzungsphase der Zylinderlaufbuchse betrachtet. Für die Herstellungsphase wurden dabei nur die Prozessschritte berücksichtigt, die sich durch die neue Prozesskette verändern. Betrachtet wurden das Formdrehen, das einen Vordrehprozess ersetzt, das Mikrostrukturieren, das als neuer Prozessschritt hinzugekommen ist, und das Honen, das sich durch eine bessere Oberflächengüte nach dem neuen Formdrehprozess deutlich verkürzen lässt. Für diese Prozessschritte wurden Referenzprozesse der konventionellen und neuen Prozesskette definiert und jeweils der Energiebedarf für eine Zylinderlaufbuchse anhand experimenteller Untersuchungen errechnet. Der Energiebedarf besteht dabei aus zwei Hauptkomponenten, zum einen aus der elektrischen Energie, die über die Leistungsaufnahme der Maschine und die Prozessdauer berechnet wird, und zum anderen der Energieanteil, der für den Einsatz von KSS benötigt wird. Da der Drehprozess und der Mikrostrukturierungsprozess ohne KSS durchgeführt werden, fällt hier nur die zusätzliche elektrische Energie für den Betrieb der Maschine an. Beim Honen wird dagegen sowohl elektrische Energie als auch Energie für den Einsatz von KSS benötigt. Der Energiebedarf für KSS wurde nach Gleichung 4-16 mit einem gemittelten Energiebedarf von 12,6 kWh/kg KSS-Konzentrat berechnet [PRI16, PUS10]. Der elektrische Energiebedarf der neuen Prozesskette reduziert sich um 29 Wh auf 0,23 kWh, Bild 4-38. Das größte Einsparpotential ist der reduzierte Einsatz von KSS durch den Entfall einer Honoperation. Hierdurch lassen sich etwa 35 % der notwendigen Energie einsparen. Damit wird eine gesamte Energieeinsparung von 4,7 kWh pro Zylinderlaufbuchse erreicht.

**Werkstück:**

Zylinderlaufbuchse
Bohrung d = 130 mm
Gusseisen GJL250

Prozesskette:

- 1) Piezoaktuiertes Unrundauspindeln
- 2) Piezoaktuiertes Mikrostrukturieren
- 3) Federgelagertes Finishhonen

Reibungsreduktion:

Δ Reibungsverluste = -5 %
 Δ Kraftstoffverbrauch = -1 %

Sch/99234 © IFW

Bild 4-38: Energiebedarf je Zylinderlaufbuchse in Herstellungs- und Nutzungsperiode

Während der Nutzungsphase der Zylinderlaufbuchse resultiert die erreichte Reibungsminderung aus der angepassten Makrogeometrie und der Topografie. Aus den im Projekt gemessenen Reibkraftverläufen wurde fußend auf dem DFG-Projekt 276357669 „Tribologisch maßgeschneiderte Zylinderlaufbuchse“ eine Reduzierung des Kraftstoffverbrauchs in der Nutzungsphase von etwa 1 % prognostiziert [PAS21]. Zylinderlaufbuchsen dieser Größe werden sowohl in On-Road als auch Off-Road Fahrzeugen eingesetzt. Angewendet auf einen Fahrzeugbestand von 218.500 NFZ und unter der Annahme von durchschnittlich 96.000 km pro Jahr und einem Verbrauch von 33 l pro 100 km resultiert eine Einsparung von 183.723 t CO₂/Jahr.

4.3 Gussformen für Fahrwerkskomponenten

Fahrwerkskomponenten im Automobilsektor werden in großen Stückzahlen und in diversen Varianten hergestellt. Hierbei handelt es sich um energieintensive Prozessketten. Die urformende Herstellung der Komponenten mittels Kokillengießen ist Industriestandard. Für große Stückzahlen ist das Gießen wirtschaftlich und produktiv. Aus diesem Grund wird es auch weiterhin von herausragender Bedeutung für die Fahrwerkskomponentenherstellung in Großserien sein. Die Fertigung mittels Gießen ist weitgehend ausgereift und effizient. Dennoch lassen sich Potenziale zur Steigerung der Ressourceneffizienz entlang der gesamten Prozesskette zur gusstechnischen Herstellung von Fahrwerkskomponenten aufzeigen. Die Prozesskette für das Kokillengießen von Fahrwerkskomponenten ist in Bild 4-39 dargestellt. Im Rahmen dieses Projekts wird zum einen die Optimierung der Gussformen und deren Einsatzverhalten und zum anderen die Verbesserung der Instandhaltungsprozesse der Gussformen untersucht. Hierdurch lassen sich sowohl das Einsatzverhalten als auch die Lebensdauer der Kokillen optimieren. Aufgrund der großen Stückzahlen und engen Taktzeiten unterliegen die Gusskokillen großen Belastungen und Wartungsintervalle müssen möglichst planbar sein. Angesichts der Skalierungseffekte infolge der großen Stückzahlen werden erhebliche Einsparpotenziale und das Potenzial zur Steigerung der Ressourceneffizienz aufgezeigt.



Bild 4-39: Prozesskette Kokillenguss Fahrwerkskomponenten

4.3.1 Optimierung von Einsatzverhalten und Lebensdauer

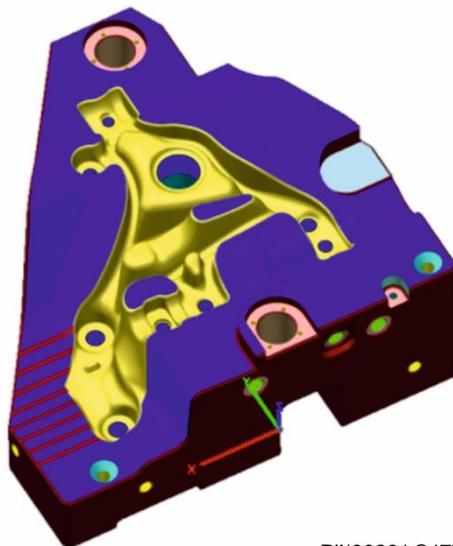
Die Volkswagen AG und SAUER GmbH LASERTEC untersuchten im Rahmen des Verbundprojektes die Fertigung und das Einsatzverhalten der Gusskokillen. Die Prozesskette ist in Bild 4-40 dargestellt. Durch Einbringen von Laserstrukturen kann das Fließverhalten der Schmelze verbessert werden. Durch die Strukturen erreicht man eine größere Fließweglänge bis zum Erstarren der Schmelze in der Gussform [KNO18]. Durch größere Fließweglängen können die Wandstärken der Gussteile verringert und die Prozessstabilität erhöht werden. Durch Laserstrukturieren wird folglich das Bauteilgewicht verringert. Dies wiederum führt zu einer Steigerung der Ressourceneffizienz sowohl während der Fertigung als auch im Betrieb der Fahrwerkskomponenten.



Bild 4-40: Prozesskette Laserstrukturierung

Das automatisierte Reparaturschweißen und die optimierte mechanische Bearbeitung von Gussformen wurde von den Unternehmen Volkswagen AG, ECOROLL AG und SAUER

LASERTEC GmbH untersucht. Dabei wurde die Effizienz und Planbarkeit der Instandhaltungsprozesse sowie die Qualität der instandgesetzten Gussformen erforscht. Ein Anwendungsfall für die automatisierte Instandsetzung von Gussformen ist in Bild 4-41 dargestellt. Dabei ist eine Formhälfte für einen Radträger zu sehen. Die blau gekennzeichneten Flächen werden während des Einsatzes besonders belastet und müssen in Stand gesetzt werden. Dies erfolgt durch eine Auftragschweißung durch das Direct Energy Deposition (DED) Verfahren und einer anschließenden mechanischen Bearbeitung bestehend aus Fräsen und Festwalzen bzw. Hämmern. In aktuellen Prozessketten erfolgt die Instandsetzung mittels Reparaturschweißen und mechanischer Feinbearbeitung zumeist manuell und weist somit Potenzial zur Produktivitätssteigerung auf. Auch ist die Qualität bei manueller Bearbeitung nur eingeschränkt reproduzierbar und sind die nachfolgenden Wartungsintervalle nur bedingt planbar. Dies führt zu kurzen Wartungsintervallen infolge der benötigten Sicherheitstoleranzen. Mithilfe eines automatisierten Instandsetzungsprozesses von Gussformen bestehend aus Reparaturschweißen, Fräsen und mechanischer Feinbearbeitung in einer Aufspannung und in einer einzigen Maschine wird eine planbare Instandsetzung mit reproduzierbarer Qualität und eine Verlängerung der Lebensdauer der Gussformen erreicht. Außerdem lässt sich so die Produktivität der Instandhaltungsprozesse signifikant steigern.



Pil/99281 © IFW

Bild 4-41: Anwendungsfall Reparaturschweißen

4.3.2 Technisch-Wissenschaftliche Umsetzung

a. Auslegung des Strukturierungsprozesses

Zur Auslegung des Strukturierungsprozesses wurden zunächst Laserstrukturen in Versuchsplatten eingebracht (Bild 4-42). Hierbei wurden Elementarzellen der jeweiligen Strukturen vervielfältigt und auf dem Bauteil angeordnet. Anschließend erfolgte die Laserstrukturierung. Untersucht wurden die Strukturen mit der Bezeichnung Leinwandbindung und Haifischhaut. Diese hatten sich in Voruntersuchungen als gut geeignet für den Einsatz in Gussformen erwiesen [KNO18]. Der Einfluss der Prozessstellgrößen beim Laserstrukturieren auf die Qualität der Strukturen wurde anschließend untersucht. Hierzu wurden die Strukturen mittels 3D Scan optisch erfasst und die reale Strukturtiefe mit der vorgegebenen Tiefe verglichen. Des Weiteren wurden die Oberflächengüten innerhalb der Strukturen gemessen. Es konnte gezeigt werden, dass die Laserstrukturen mit ausreichender Genauigkeit gefertigt

werden konnten. Die Laserstrukturen wiesen die vorgegebenen Tiefen auf; es wurden Rautiefen am Boden der Strukturen von $Rz < 3 \mu\text{m}$ gemessen.

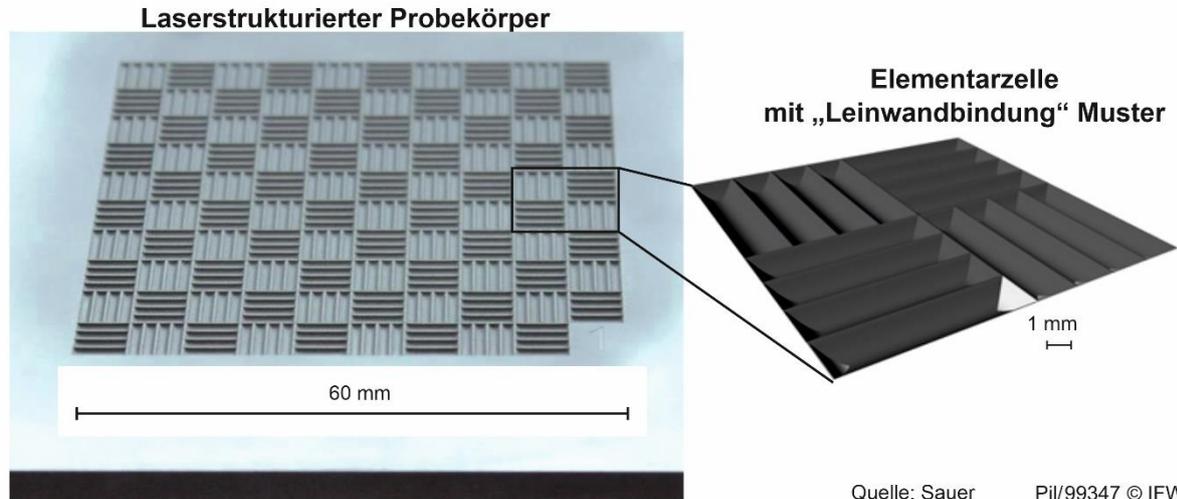


Bild 4-42: Laserstrukturierte Versuchsplatte mit Elementarzelle

Um die Ressourceneffizienz des Strukturierungsprozesses zu bewerten, wurden die Anlagen zur Laserstrukturierung bei der Volkswagen AG und bei der Sauer LASERTEC GmbH verglichen. Sauer LASERTEC GmbH setzte eine Maschine vom Typ Sauer Lasertec 75 Shape ein. Die Spezifikationen der Maschinen sind in Tabelle 4-12 dargestellt. Die Fertigungszeiten wurden um bis zu 77,8 % reduziert. Hierzu trugen die gesteigerte Scangeschwindigkeit von $v_{\text{scan}} = 4.000 \text{ mm/s}$ bei der Sauer Lasertec 75 Shape und die Verwendung der neuen Bearbeitungs-Modi Fast scan, Performance Patching und Texturaufteilung bei.

Tabelle 4-12: Vergleich Laserstrukturierungsanlagen

	Lasertec 210 Volkswagen AG	Lasertec 75 Shape
Laser (Leistung)	Faserlaser (100 W)	Faserlaser (100 W)
Maximale Frequenz f	100 kHz	1 MHz
Optische Z-Komponente	Z-Shifter	High speed Z-Shifter
Brennweite	F255	F257
Fokus-Durchmesser d	65 μm	67 μm

Die Fertigungszeiten für die Strukturierung der 25 Elementarzellen auf einer Fläche von 60 mm x 60 mm und die unterschiedlichen Prozessstellgrößen sind in Bild 4-43 dargestellt. Der von der Volkswagen AG verwendete Maschinentyp (blau dargestellt) wies eine deutlich geringere Fertigungsgeschwindigkeit als der von Sauer verwendete Maschinentyp (grün) auf. Die Fertigungsparameter haben einen signifikanten Einfluss auf die Fertigungsdauer (Unterschied zwischen 1a und 1b). Zur Qualitätsbewertung wurden die Strukturen optisch bewertet (Bild 4-44). Dabei wurden keine signifikanten Qualitätsunterschiede festgestellt.

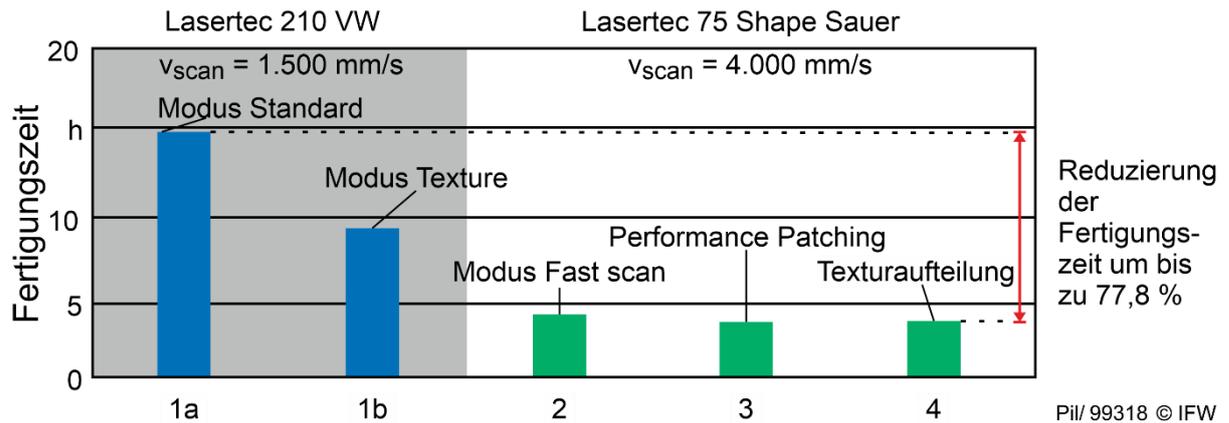


Bild 4-43: Einfluss Prozessstellgrößen auf Produktivität Laserstrukturierung

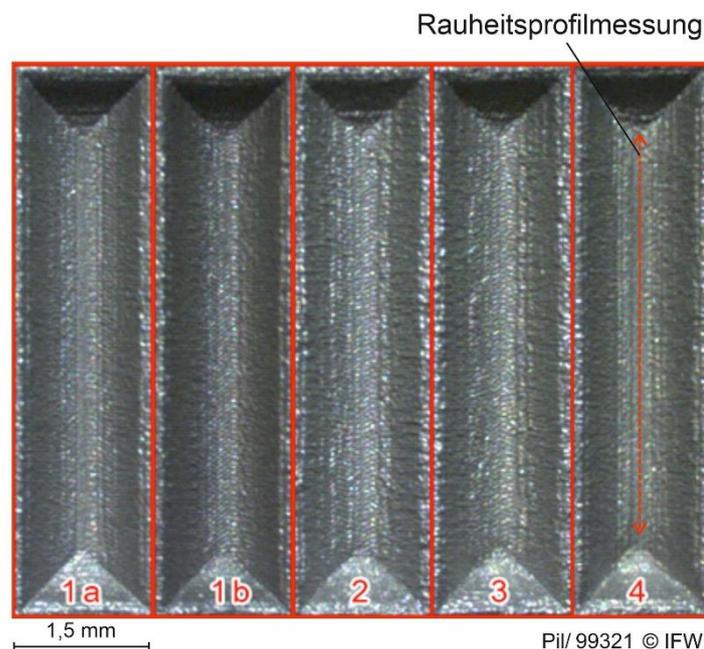


Bild 4-44: Vergleich der Texturen

b. Strukturierung von Versuchsgussformen und Untersuchung des Einsatzverhaltens

Zur Untersuchung des Einflusses von Laserstrukturen auf das Einsatzverhalten von Gussformen wurden Gussformeinsätze für Fließweglängengießversuche laserstrukturiert. Hierbei wurden die Strukturierungsmuster Leinwandbindung und Haifischhaut gefertigt (Bild 4-45). Den Einfluss der Strukturen auf das Fließen der Schmelze beim Gießen und somit das Einsatzverhalten der Gussformen sind exemplarisch in Bild 4-45 dargestellt.

Die Laserstrukturen bewirken eine signifikante Steigerung der Fließweglänge im Vergleich zu unstrukturierten Referenzgussformen. Es konnten Steigerungen der Fließweglänge von 39,3 % für die Leinwandbindungsstruktur und 44,4 % für die Haifischstruktur erreicht werden.

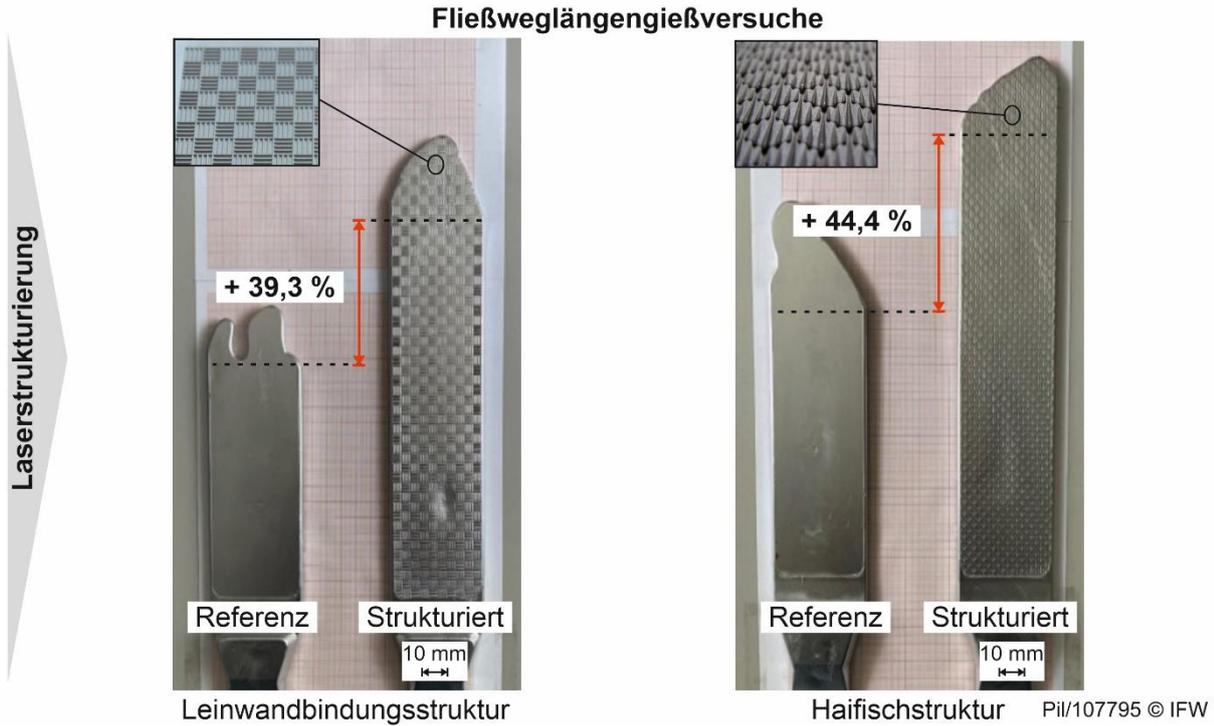


Bild 4-45: Fließweglängengießversuche Laserstrukturen

c. Technologische Charakterisierung der Prozesskette beim Reparaturschweißen

i. Kenntnis des Einflusses der Prozessstellgrößen beim DED auf die Bauteilqualität

Um den Einfluss verschiedener Fertigungsparameter beim DED-Verfahren auf die Herstellbarkeit und Qualität der erzeugten Schichten zu untersuchen, wurden Auftragschweißungen durchgeführt (Bild 4-46). Der Grundwerkstoff der Gussformen war Warmarbeitsstahl 40CrMoV5-1, für die Auftragschweißungen wurde Stahl X35CrMoMn7-2 verwendet. Dieses Material eignet sich insbesondere für Auftragschweißungen auf druck- und abriebbelasteten Kalt- und Warmarbeitswerkzeugen.

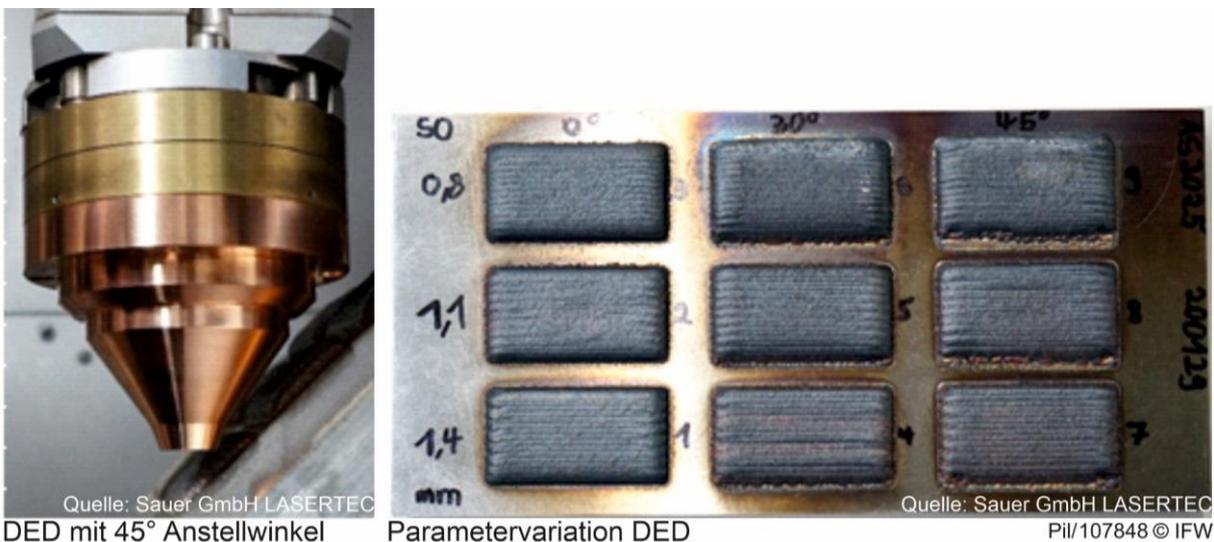


Bild 4-46: Links: DED mit 45° Anstellwinkel; Rechts: Parametervariation DED

Um den Einfluss der Prozessstellgrößen auf die Qualität der Auftragschweißungen beurteilen zu können, wurden Querschliffe angefertigt. Sie zeigten keinen negativen Einfluss des Anstellwinkels auf die Schichtanbindung des Schweißwerkstoffs an das Substrat (Bild 4-47).



Quelle: Sauer GmbH LASERTEC

Pil/ 99323 © IFW

Bild 4-47: Untersuchung der Schichtanbindung an das Substrat

Der Anstellwinkel weist lediglich einen geringen Einfluss auf die Schichthöhe auf. Mit steigendem Winkel nimmt die Schichthöhe ab (Bild 4-48). Des Weiteren bildet sich mit steigendem Anstellwinkel eine asymmetrische Wärmeeinflusszone aus. Dies ist links jeweils am Beginn der Auftragschweißung zu erkennen. Durch die Verwendung eines Anstellwinkels können auch komplexe Geometrien in Gussformen erreicht und bearbeitet werden.

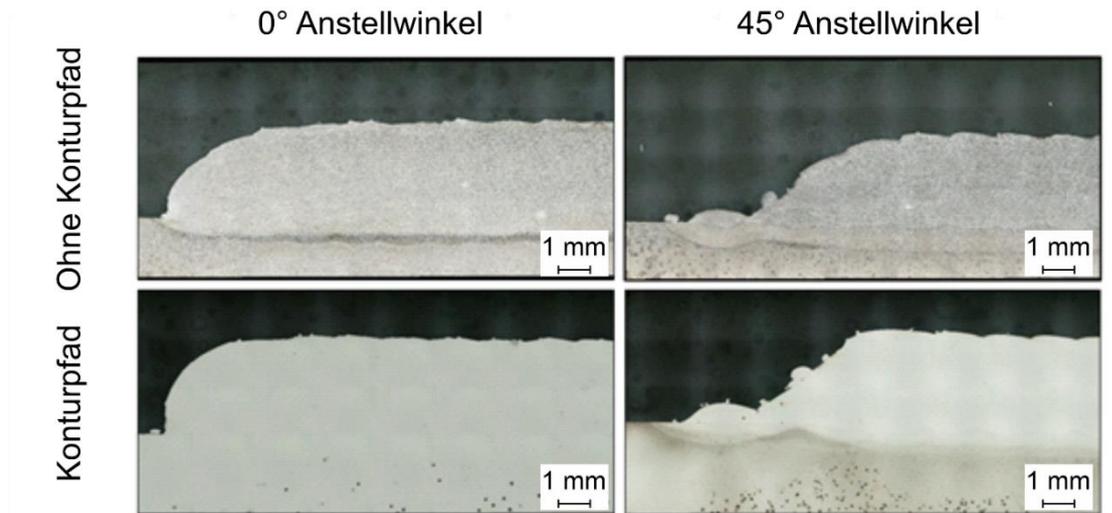


Quelle: Sauer GmbH LASERTEC

Pil/ 99324 © IFW

Bild 4-48: Einfluss des Anstellwinkels auf die Schichthöhe

Die Reduzierung des Spurversatzes weist keine Vorteile hinsichtlich der Qualität der Schweißnähte auf. Somit ist aufgrund der höheren Produktivität von einer Reduzierung des Spurversatzes abzusehen. Des Weiteren weist der Schichtversatz keinen signifikanten Einfluss auf die Auftragschweißqualität auf. Die Verwendung von Konturpfaden mit verschiedenen Anstellwinkeln ist somit möglich und empfehlenswert (Bild 4-49).



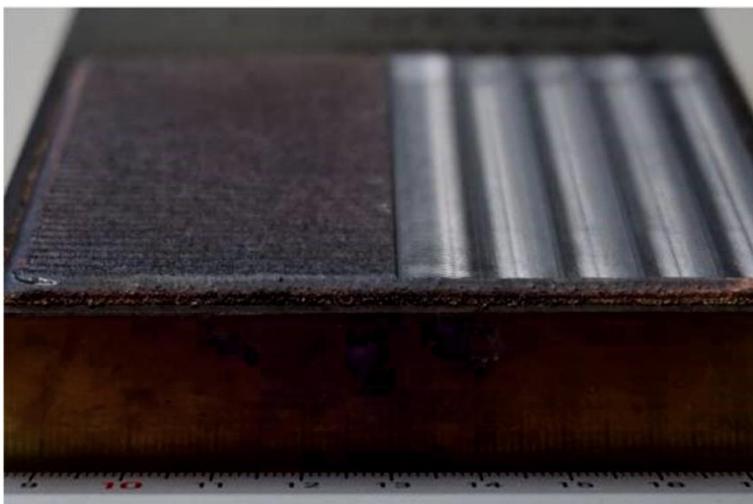
Quelle: Sauer GmbH LASERTEC

Pii/ 99324 © IFW

Bild 4-49: Einfluss des Anstellwinkels auf die Verwendbarkeit von Konturpfaden

ii. Einfluss der Prozessstellgrößen beim Festwalzen und Hämmern auf die Bauteilqualität

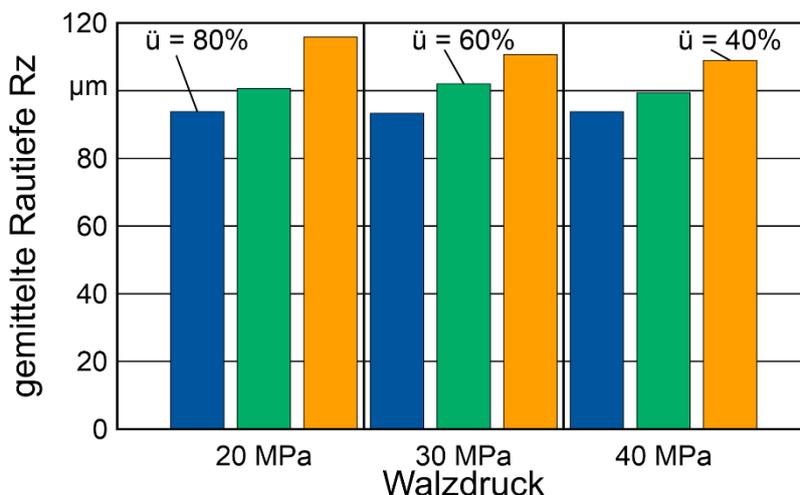
An die Oberflächen von Gussformen werden hohe Ansprüche bezüglich der Oberflächenqualität und der Verschleißfestigkeit gestellt. Verfahren zur mechanischen Bearbeitung der Gussformen wie Festwalzen und Hämmern bieten die Möglichkeit, die Oberflächenqualität und die Härte zu steigern. Daher wurde der Einfluss der Prozessstellgrößen beim Festwalzen und Hämmern auf die Bauteilqualität untersucht. Hierzu wurden Reparaturschweißungen durchgeführt (Bild 4-50) und die Analogieproben mittels Fräsen endbearbeitet. Anschließend wurden die Proben festgewalzt. Es wurden Rauheitsmessungen nach dem DED, dem Fräsen und nach dem Festwalzen durchgeführt. Hinsichtlich der Rauheit der Auftragschweißungen kann Fräsen nicht durch Festwalzen substituiert werden, wie anhand des Festwalzens von ungefrästen DED-Werkstücken festgestellt wurde (Bild 4-51). Die Unebenheiten nach dem Schweißen waren zu groß und der Werkstoff zu hart, um eine Fräsbearbeitung durch das Festwalzen zu ersetzen (Bild 4-51). Es wurden unabhängig von den gewählten Prozessstellgrößen beim Festwalzen lediglich gemittelte Rautiefen von $Rz > 90 \mu\text{m}$ erzielt.



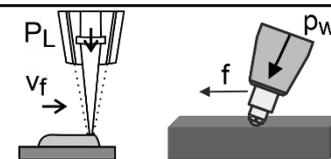
Quelle: Sauer GmbH LASERTEC

Pii/107852 © IFW

Bild 4-50: LMD-Reparaturschweißprobekörper mit gefräster Oberfläche



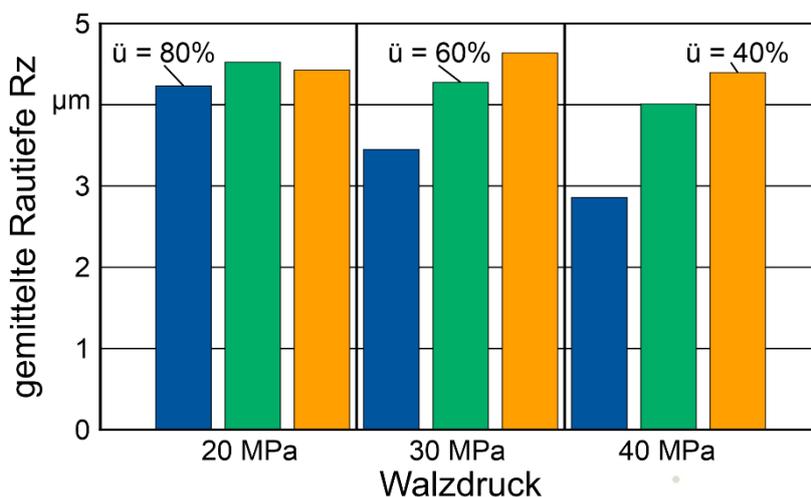
Werkstoff: X35CrMoMn7-2
Festwalzparameter: \ddot{u} = 40 - 80 %
 p_w = 20 - 40 MPa
Rauheits- und Topografiemessgerät: MarSurf LD 130
 Messlänge L_t = 10 mm



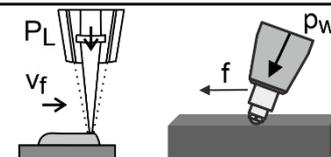
Pil/ 99310 © IFW

Bild 4-51: Einfluss des Festwalzens auf die Rauheit von ungroefrästen DED-Schweißungen

Mittels Festwalzens kann jedoch die Rauheit der gefrästen Oberfläche von durchschnittlich $R_z = 6 \mu\text{m}$ mehr als halbiert werden. Hierzu wurden ein Überdeckungsgrad $\ddot{u} = 80 \%$ und ein Walzdruck von $p_w = 40 \text{ MPa}$ verwendet (Bild 4-52). Somit führen hohe Drücke p_w und große Überdeckungsgrade \ddot{u} beim Festwalzen im untersuchten Prozessstellgrößenraum zu den geringsten Rauheitskennwerten.



Werkstoff: X35CrMoMn7-2
Festwalzparameter: \ddot{u} = 40 - 80 %
 p_w = 20 - 40 MPa
Rauheits- und Topografiemessgerät: MarSurf LD 130
 Messlänge L_t = 10 mm

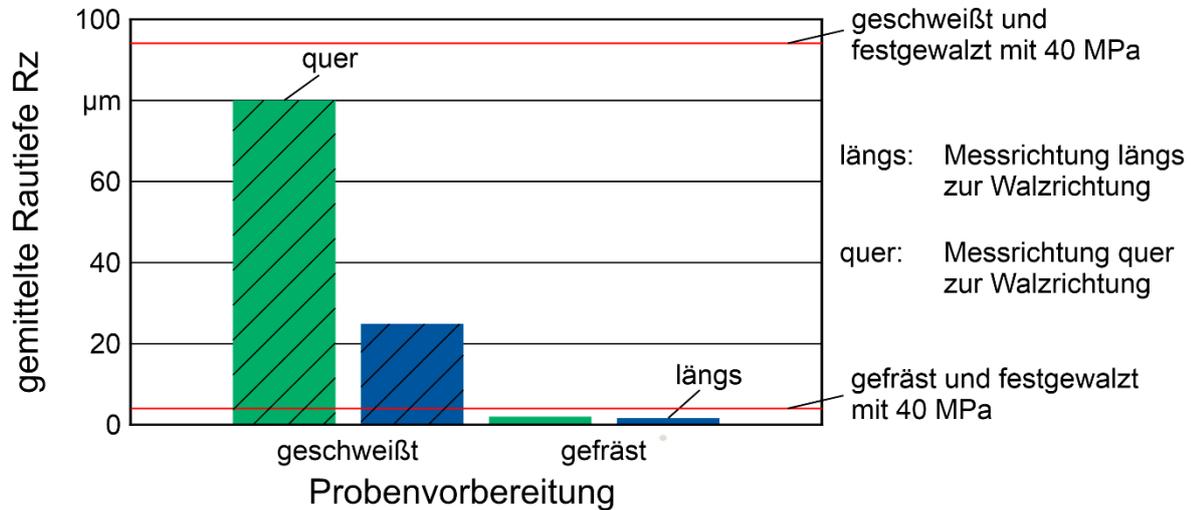


Pil/ 99312 © IFW

Bild 4-52: Einfluss des Festwalzens auf die Rauheit von gefrästen LMD-Schweißungen

In einer weiteren Versuchsreihe mit gesteigertem Walzdruck von $p_w = 60 \text{ MPa}$ und einem Überdeckungsgrad von $\ddot{u} = 80 \%$ ließen sich die Rauheiten nochmals deutlich verringern (Bild 4-53). Durch den erhöhten Festwalzdruck p_w wurde eine Halbierung von R_z in

Längsrichtung erzielt. Es zeigte sich eine erhebliche Abhängigkeit der gemittelten Rautiefe R_z von der Messrichtung. Die gemittelte Rautiefe R_z , die längs zur Walzrichtung gemessen wurde, war signifikant geringer als quer zur Walzrichtung.



Werkstoff: X35CrMoMn7-2
Festwalzen: \ddot{u} = 80 %
 p_w = 60 MPa
Rauheits- und Topografiemessgerät: MarSurf LD 130
 Messlänge L_t = 10 mm

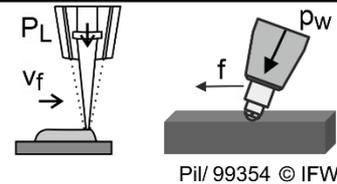
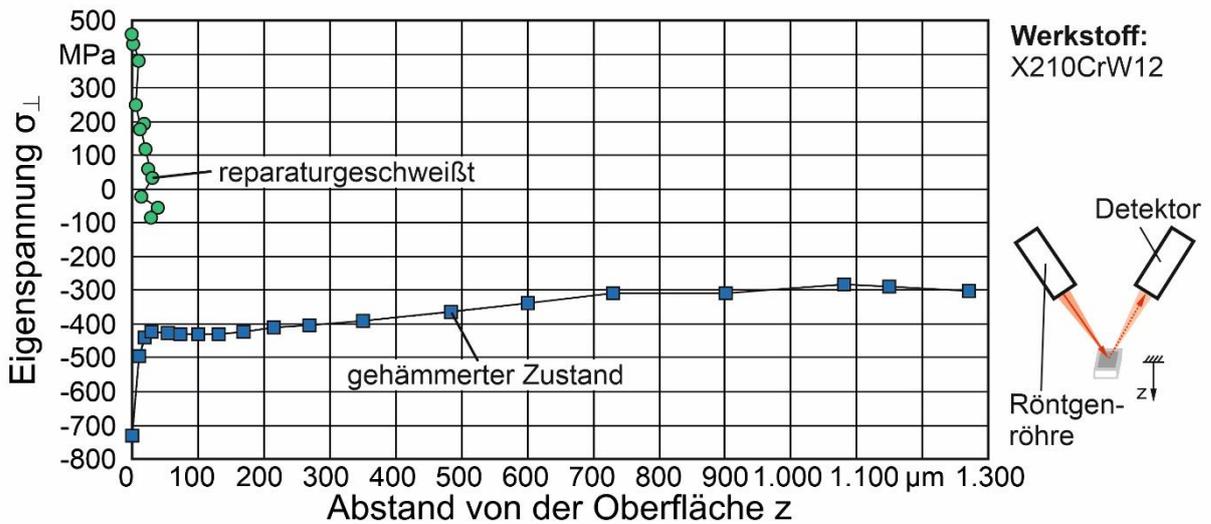


Bild 4-53: Gemittelte Rautiefe R_z der Reparaturschweißungen

Im Rahmen des Verbundprojekts wurde zusätzlich der Einfluss der Prozessstellgrößen beim Hämmern auf die Randzoneneigenschaften der reparaturgeschweißten Probekörper untersucht. Das Hämmern bietet die Möglichkeit, im Vergleich zum Festwalzen mehr Energie in das Bauteil einzubringen und somit höhere Druckeigenspannungen in die Randzone bzw. die Oberfläche der Bauteile einzubringen. Druckeigenspannungen wirken der Rissbildung entgegen und können somit lebensdauererweiternd für die Gussformen sein. Demgegenüber weisen auftraggeschweißte Oberflächen zumeist Zugeigenspannungen auf, die ein Risswachstum fördern können. Der Tiefenverlauf der Eigenspannungen des reparaturgeschweißten Probekörpers vor (grün) und nach (blau) dem Hämmern ist in Bild 4-54 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass durch das Hämmern Druckeigenspannungen von bis zu $\sigma_{\perp} < -700$ MPa eingebracht wurden. Es verbleiben bis in Tiefen jenseits von 1 mm Druckeigenspannungen im Bauteil. Als Referenzmessung für den Ausgangszustand wurde der Eigenspannungszustand einer nicht gehämmerten Probe mittels energiedispersiver Röntgendiffraktometrie analysiert. Hier zeigen sich an der Oberfläche signifikante Zugeigenspannungen in Höhe von ca. 450 MPa. Diese fallen bis in eine Bauteiltiefe von 30 µm auf 0 MPa ab.



Stellgrößen Hämmern (ECOpeen):

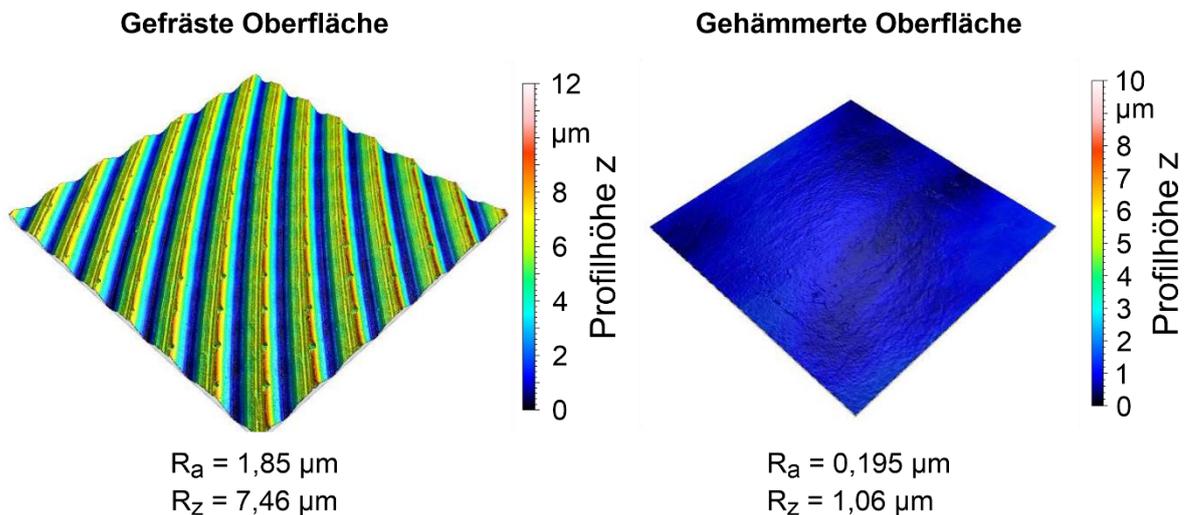
v_f	= 2,3 m/min	Taumelwinkel TW	= 6°
Spindeldrehzahl n	= 1.992 1/min	Frequenz f	= 281 Hz
Eindruckabstand a	= 0,13 mm	Werkzeugeinsatz r	= 10 mm
Schlagenergie E	= 100 mJ	Eindruck d_i	= 0,5 mm
		Überlappung Ü	= 1.500 %



Pil/107808 © IFW

Bild 4-54: ESP-Tiefenverlauf Reparaturschweißen nach dem Hämmern

Des Weiteren wurde der Einfluss der Prozessstellgrößen beim Hämmern auf die Rauheit der Bauteile untersucht. Es zeigt sich, dass durch das Hämmern eine erhebliche Einebnung der gefrästen Oberflächen der reparaturgeschweißten Probekörper erfolgt. Dies ist exemplarisch in Bild 4-55 dargestellt. Die gefräste Oberfläche vor dem Hämmern weist einen Rauheit $R_a = 1,85 \mu\text{m}$ auf. Nach dem Hämmern sinkt der Wert auf $R_a = 0,195 \mu\text{m}$.



Prozessstellgrößen Hämmern:

Schlagenergie E	= 100 mJ
Überlappung Ü	= 1.500 %
Eindruck - Ø d_i	= 0,5 mm
Werkstück:	Halbzeug Flachstahl
Material:	X210CrW12 (1.2436)

Messtechnik:

Confovis TOOLinspect
 optisches Topographie-Messgerät
 Vergrößerung: 20 x
 Auswertesoftware: MountainsMap

Pil/107816 © IFW

Bild 4-55: Oberflächenvergleich vor und nach dem Hämmern

d. Demonstratorprozesskette Reparaturschweißen

Als Demonstratorprozesskette wurde eine verschlissene Gussform mittels Reparaturschweißen und mechanischer Bearbeitung repariert und somit nachgewiesen, dass das Verfahren geeignet ist, auch schwer zugängliche Bereiche wie tiefe Kavitäten mit steilen Wänden in Gussformen zu bearbeiten. Die Prozesskette zum Reparaturschweißen ist nachfolgend in Bild 4-56 dargestellt. Anhand des Verschleißbildes der Gussform, werden die zu bearbeitenden Flächen definiert. Es folgt eine Prozesssimulation, um die Prozessplanung durchzuführen und die Zugänglichkeit der zu bearbeitenden Stellen in der Gussform zu prüfen. Hierbei werden die vorbereitende Fräsbearbeitung, der Reparaturschweißprozess sowie die nachgelagerte Feinbearbeitung mittels Fräsen simuliert und ausgelegt. Nach der Prozessplanung und der Aufspannung der Gussform in der Maschine erfolgt zunächst ein Materialabtrag durch eine Fräsbearbeitung. Es folgt der definierte und automatisierte Materialauftrag mittels DED. Die Feinbearbeitung der Oberfläche in der Gussform erfolgt anschließend durch Fräsen. Der automatisierte Reparaturschweißprozess ist geeignet, die aktuell noch manuell durchgeführten Reparaturschweißungen an Gussformen zu substituieren.

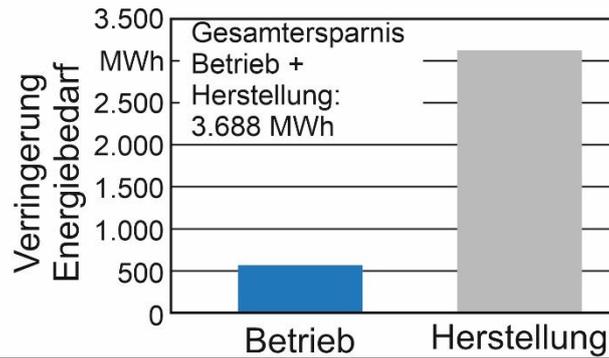


Bild 4-56: Prozesskette Reparaturschweißen

4.3.3 Energetische Bewertung

a. Ressourceneffizienz Laserstrukturierung

Die signifikante Fließweglängensteigerung durch den Einsatz von Laserstrukturen reduziert Gussrestriktionen. Hierdurch lässt sich das Bauteilgewicht der betrachteten Hilfsrahmen der Modularen Querbaukasten Plattform (MQB) von VW um bis zu 10 % aufgrund von verringerten Mindestwandstärken reduzieren. Es resultiert hieraus eine Gesamtenergieersparnis von 28,4 kWh pro Bauteil für den betrachteten MQB-Hilfsrahmen pro Jahr im Einsatz (4,4 kWh) und in der Herstellungsphase (24,0 kWh). Hierfür wird mit einer durchschnittlichen Lebensdauer von 18 Jahren bei einer Fahrleistung von 13.727 km pro Jahr kalkuliert. Die Gewichtsersparnis pro Hilfsrahmen beträgt 0,851 kg für das fertige Bauteil und 1,78 kg für das gegossene Rohteil. Das Energieeinsparpotenzial pro Jahr beträgt somit für eine Flotte von 130.000 Fahrzeugen 3.688 MWh (Bild 4-57). Hierzu wurde das Einsparpotenzial über die Lebensdauer auf ein Jahr bezogen und mit dem Einsparpotenzial in der Herstellungsphase für die jährliche Stückzahl von 130.000 Stück summiert. Im Rahmen des Projekts wurde gezeigt, dass Strukturen mit hoher Produktivität mittels Laserstrukturierung eingebracht werden können. Hierbei wurde die Fertigungszeit um bis zu 77,8 % reduziert. Durch die Laserstrukturierung der Gussformen können signifikante Einsparungen beim Energieverbrauch sowohl beim Gießprozess als auch in der Nutzungsphase der Bauteile erzielt werden.



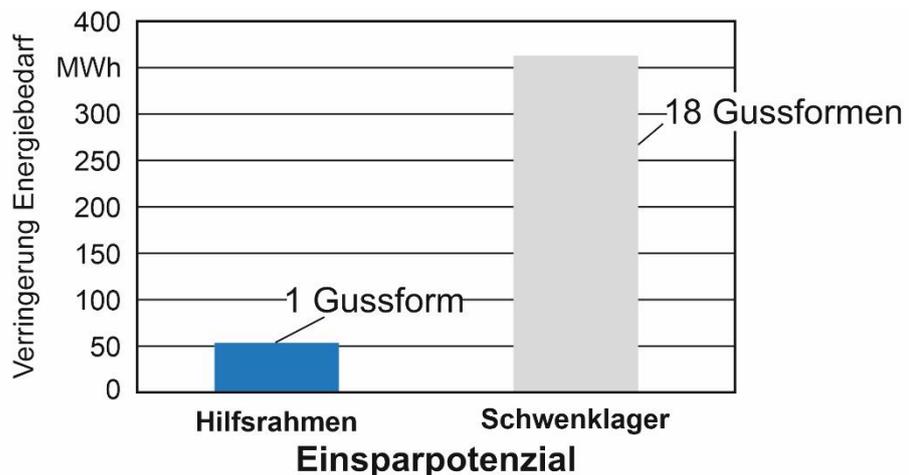
Prozess: Laserstrukturierung	Bauteil: Hilfsrahmen MQB	Ersparnis durch: - Gewichtsreduktion Bauteil - Geschwindigkeitssteigerung Laserstrukturieren
Stückzahl: 130.000 pro Jahr	Bauteilgewicht: 8,51 kg	

Pil/107762 © IFW

Bild 4-57: Ressourceneffizienz Laserstrukturierung für angenommene 130.000 Fahrzeuge pro Jahr

b. Ressourceneffizienz Reparaturschweißen

Durch das automatisierte Reparaturschweißen der Gussformen wurde ein Standzeitgewinn von 20 % vom Konsortium prognostiziert. Dies ist auf die reproduzierbare Qualität und die gesteigerte Schweißqualität durch die Automatisierung zurückzuführen. Die Fertigung einer Gussform für die betrachteten Hilfsrahmen weist einen Energiebedarf von 53,6 MWh auf. Dieser setzt sich zum einen aus dem Gießen des Rohlings inklusive Primärenergie für die Stahlerzeugung und der anschließenden spanenden Fertigung zur Erzeugung der Endkontur zusammen. Unter Berücksichtigung des erwarteten Standzeitgewinns der Gussformen durch das Reparaturschweißen und der damit verbundenen Reduktion an neu anzufertigenden Gussformen wird eine Energieersparnis von 53,6 MWh pro Jahr bei einer Produktionszahl des Hilfsrahmens von 130.000 Stück pro Jahr prognostiziert (Bild 4-58)



Prozess: Reparaturschweißen	Bauteile: Hilfsrahmen MQB Schwenklager	Ersparnis durch: - Einsparung von Gussformen - Leistungssteigerung durch automatisierten Reparaturschweißprozess (Annahme 20 %)
Stückzahl: 130.000 - 2.600.000 Stück pro Jahr		

Pil/107764 © IFW

Bild 4-58: Einsparpotenzial Reparaturschweißen pro Jahr

Die Fertigung einer Gussform für die Schwenklager benötigt 20,2 MWh an Energie. Unter Berücksichtigung der Stückzahlen (2.600.000 Stück pro Jahr) und des Standzeitgewinns durch das Reparaturschweißen wird hier eine Einsparung von 18 Gussformen pro Jahr erwartet. Hieraus resultiert eine prognostizierte Energieersparnis von bis zu 362,9 MWh pro Jahr.

4.4 Fahrwerkskomponenten

4.4.1 Flexibilität in der Produktion durch additive Fertigung

Mittels additiver Fertigung wie Laser Metal Deposition (LMD) und Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM) werden Bauteilfeatures an gegossene Halbzeuge angedruckt. Dies können lokale Verstärkungen und komplexe Geometrien sein, die sowohl eine Individualisierung als auch eine Leistungssteigerung der Fahrwerkskomponenten ermöglichen. Somit lässt sich die Zahl der verschiedenen Gussformen für Fahrwerkskomponenten reduzieren. Die Ressourceneffizienz kann gesteigert werden. Um additive Fertigungsverfahren für den Serienprozess zu qualifizieren, wurde auch die nachgelagerte mechanische Bearbeitung der Komponenten untersucht. Die additiv-subtraktive Prozesskette ist in Bild 4-59 dargestellt. Sie wurde in Zusammenarbeit zwischen der Volkswagen AG, der Gühring KG, der EOROLL AG und dem IFW untersucht.



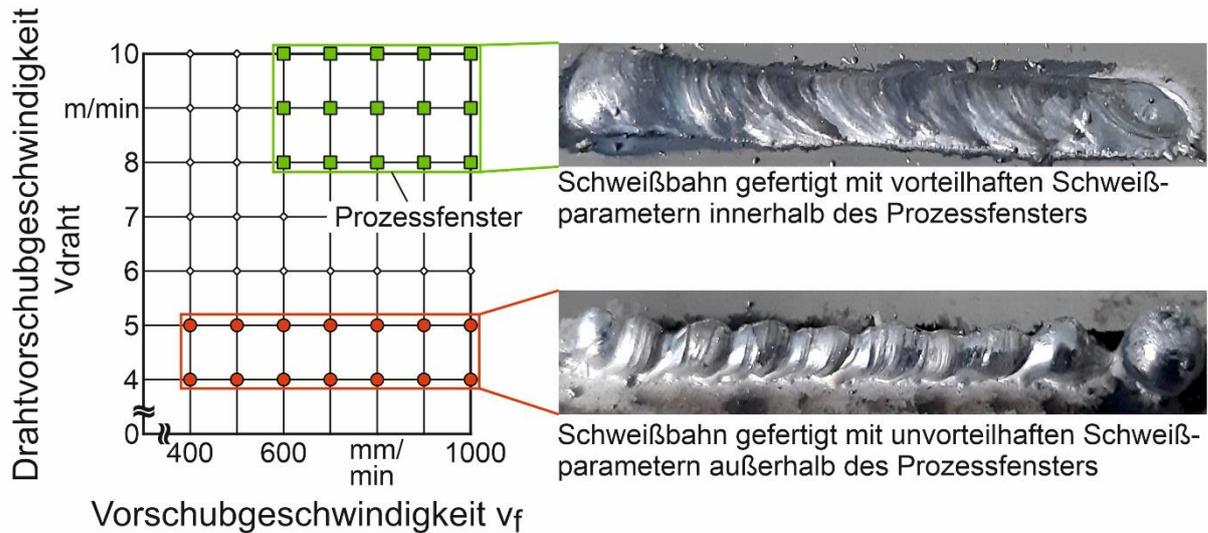
Bild 4-59: Vision Additive Fertigung: Prozesskette für Aluminiumfahrwerkskomponenten

4.4.2 Technisch-Wissenschaftliche Umsetzung

a. Prozesscharakterisierung und -optimierung LMD- und WAAM-Verfahren

i. WAAM

Zunächst wurde ein geeignetes Prozessfenster für das WAAM-Verfahren ermittelt, mit dem sich gleichförmige Schweißnähte erzielen lassen (Bild 4-60). Hierzu wurde der Analogiewerkstoff AlSi12 verwendet. Dieser Werkstoff ist besonders zum Aufschweißen auf AlSi10Mg Grundmaterial geeignet und wurde aufgrund seines signifikant geringeren Anschaffungspreises für Vergleichsuntersuchungen eingesetzt. Die Drahtvorschubgeschwindigkeit v_{draht} und die Vorschubgeschwindigkeit des Roboters v_f wurden variiert. Das so ermittelte Schweißprozessfenster liegt zwischen den Vorschubgeschwindigkeiten v_f von 600 mm/min bis 1.000 mm/min und einer Drahtvorschubgeschwindigkeit v_{draht} von 8 m/min bis 10 m/min. Eine Fertigung mit Prozessstellgrößen außerhalb des Fensters führte zu Tropfenbildung bei der Schweißnaht.



Schweißprozessparameter:

Vorschubgeschwindigkeit $v_f = 400 - 1.000 \text{ mm/min}$
 Drahtvorschubgeschwindigkeit $v_{draht} = 4 - 10 \text{ m/min}$

Werkstoff:
 AlSi12

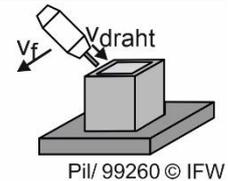
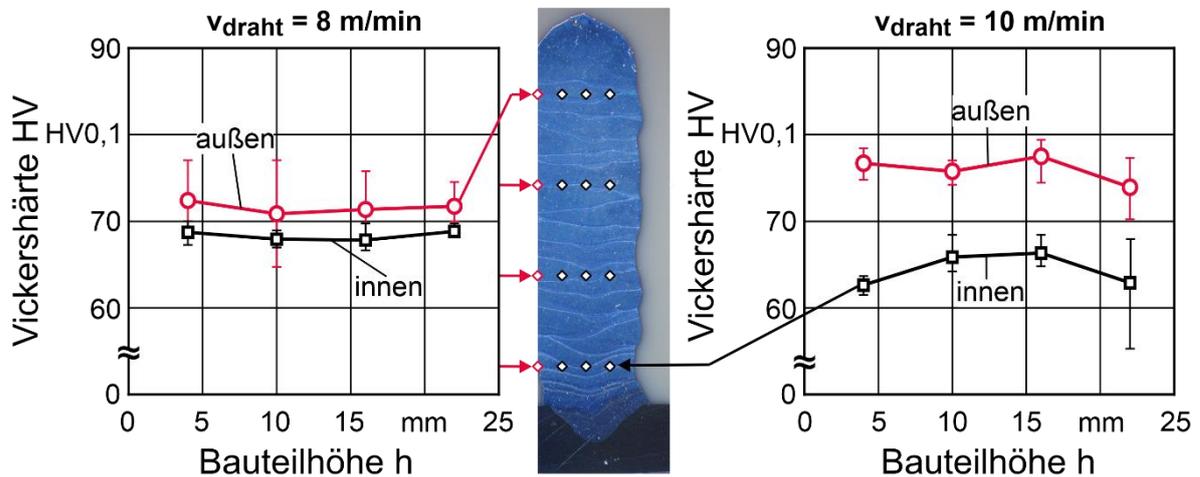


Bild 4-60: Prozessfenster WAAM

Der Einfluss der Prozessstellgrößen beim WAAM auf die Bauteileigenschaften wurde zunächst an einlagigen Wänden, d.h. an mehreren aufeinander angeordneten Schweißbahnen untersucht. Der Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit v_f und der Drahtvorschubgeschwindigkeit v_{draht} auf die Härte entlang der Bauteilhöhe wurde für die Werkstoffe AlSi12 und AlSi10Mg ermittelt. Das Ergebnis für AlSi12 ist in Bild 4-61 dargestellt.



Prozessstellgrößen WAAM:

$v_f = 500 \text{ mm/min}$
 $v_{draht} = 8 - 10 \text{ m/min}$

Härteprüfung nach Vickers:

Eindringkraft $F = 0,981 \text{ N}$
 Eindringzeit $t = 10 \text{ s}$

Werkstoff:
 AlSi12

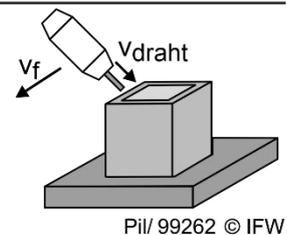
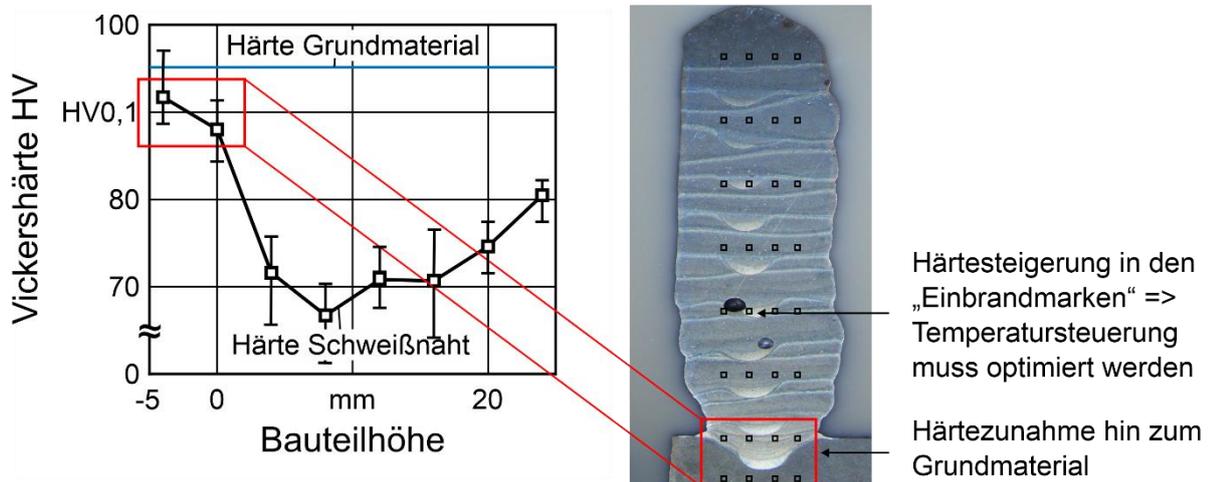


Bild 4-61: Einfluss der Prozessstellgrößen beim WAAM auf Härteverläufe in AlSi12-Bauteilen

Es zeigten sich keine signifikanten Härteunterschiede bei Variation von v_{draht} innerhalb des Prozessfensters. Der Einfluss der Vorschubgeschwindigkeit v_f auf die Bauteilhärte ist ebenfalls im Rahmen der Prozessschwankungen zu vernachlässigen. An den Außenseiten der Proben treten höhere Bauteilhärten als im Inneren auf. Dies ist auf die gesteigerten Abkühlraten am Rand des Bauteils zurückzuführen. Der innere Bauteilbereich kühlt langsamer ab. Es entstehen größere Härteunterschiede im Bauteil bei großen Drahtvorschubgeschwindigkeiten

v_{draht} .



Prozessstellgrößen WAAM:

v_f = 600 mm/min
 v_{draht} = 8 m/min

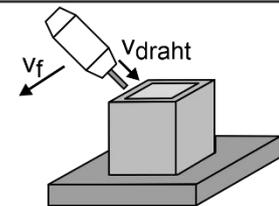
Werkstoff:
 AISi10Mg

Härteprüfung nach Vickers:

Eindringkraft $F = 0,981 \text{ N}$
 Eindringzeit $t = 10 \text{ s}$

Substratwerkstoff:

AISi10Mg - Gussmasseln



Pii/ 99269 © IFW

Bild 4-62: Härteverlauf AISi10Mg

Die Härteverteilung in einlagigen WAAM-Probekörpern aus AISi10Mg wurde ebenfalls untersucht. Der Härteverlauf ist exemplarisch in Bild 4-62 dargestellt. Hierbei zeigt sich analog zu den Resultaten für AISi12 eine konstante Härteverteilung im Bereich von 60 bis 80 HV_{0,1} in der Mitte des Bauteils. In der Nähe des Substrats kommt es zu einer Härtezunahme. Dies ist mit der größeren Härte des Substrats gegenüber dem Schweißwerkstoff und der Vermischung der Werkstoffe infolge des Schweißprozesses zu erklären.

Ferner nimmt die Härte im Schweißwerkstoff im oberen Bauteilbereich geringfügig zu. Dies ist auf die wiederholten Aufheiz- und Abkühlzyklen zurückzuführen, die zu einer Art Wärmebehandlung und einem Weichglühen des Bauteils in den mittleren und unteren Bauteilbereichen führen. Dieser Effekt ist bei AISi10Mg ausgeprägt, da es sich hierbei um eine aushärtbare und somit gut wärmebehandelbare Legierung handelt. Im Gegensatz dazu ist AISi12 nicht aushärtbar. In oberen Bauteillagen erfolgen weniger Aufheizzyklen durch das wiederholte Überschweißen. Somit fällt der zuvor genannte Effekt hier geringer aus. Des Weiteren wurden Härtesteigerungen in den abgebildeten Einbrandmarken detektiert. Hier kann eine gezielte Temperatursteuerung Abhilfe schaffen.

Im Verbundprojekt wurde eine optimierte Temperaturführung des WAAM Prozesses untersucht. Durch ein definiertes Abkühlen des Bauteils auf eine Zwischenlagentemperatur $T_{\text{zwischen}} = 50 \text{ °C}$ nach jeder Schweißschicht lässt sich der Porenanteil im Bauteil signifikant senken (Bild 4-63). Durch Temperaturkontrolle wird der Porenanteil im Bauteil von 6,9 % um 84 % auf 1,1 % gesenkt. Außerdem verringert sich durch die Verwendung einer

Temperaturkontrolle die Anzahl an großen Poren mit einem Durchmesser von $d > 500 \mu\text{m}$ signifikant. Dies ist mit den geringeren Temperaturen im Bauteil und der damit reduzierten Gaslöslichkeit zu erklären.

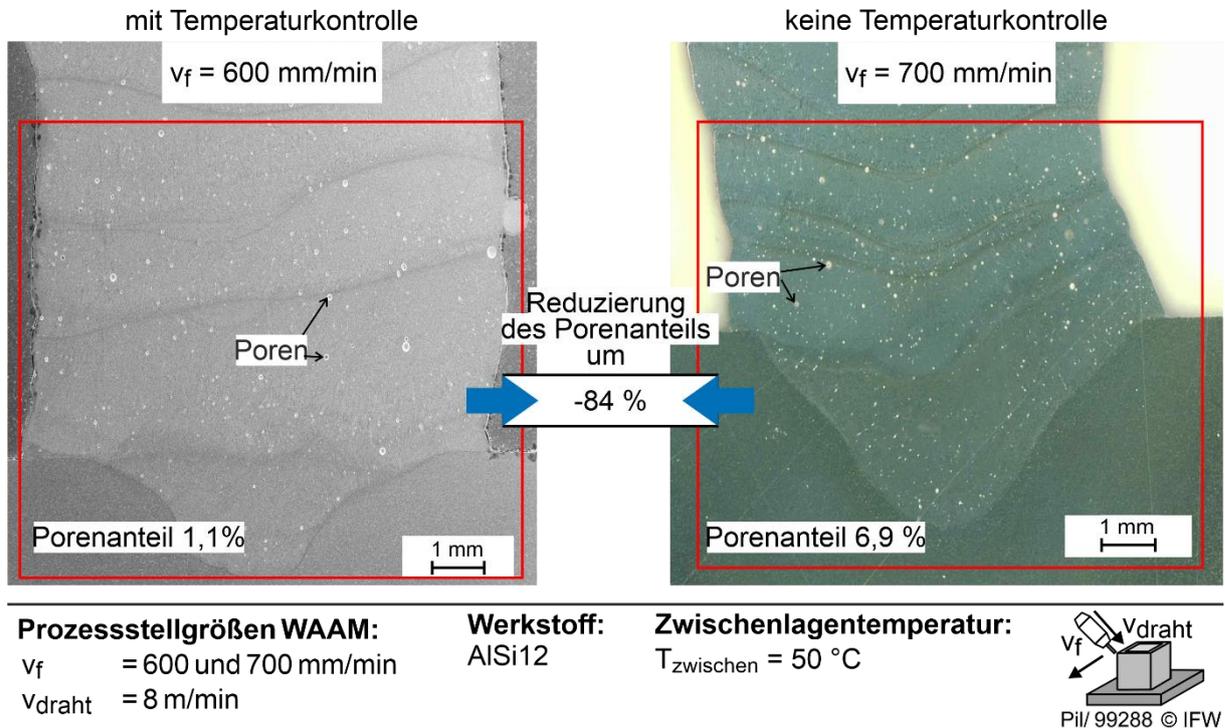
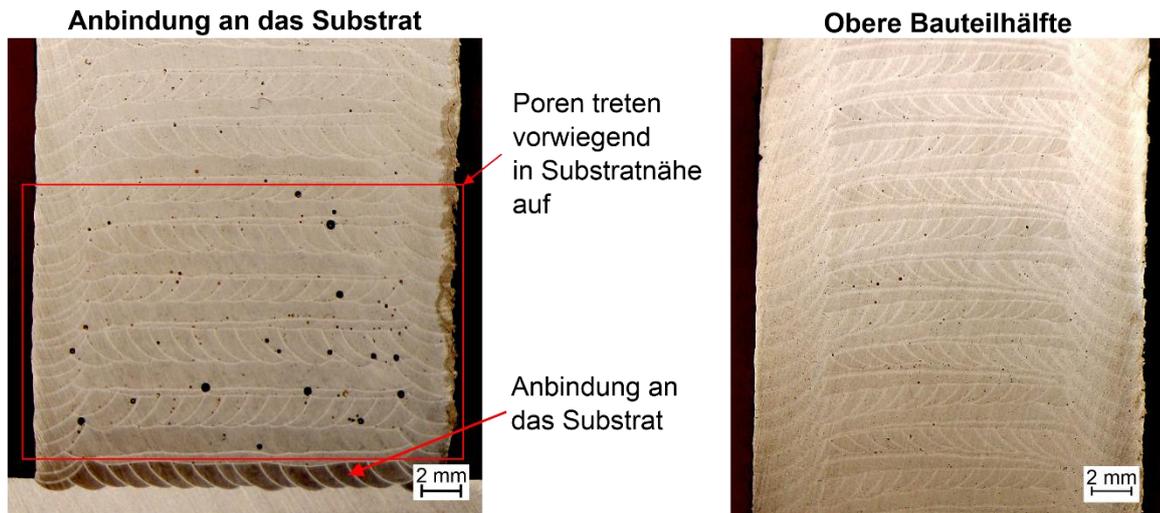


Bild 4-63: Einfluss Temperaturkontrolle WAAM auf Porenbildung

ii. LMD

An Querschliffen von LMD Probekörpern wurden die Bauteileigenschaften metallografisch am IFW untersucht. Die Aufschweißungen zeigten eine gute Anbindung an das Substrat, jedoch traten in Substratnähe vermehrt Poren auf (Bild 4-64). Sie entstehen als Folge der hohen Löslichkeit von Wasserstoff im erschmolzenen Aluminium und der Ausgasung bei rascher Abkühlung. Im Querschliff zeigte sich eine gleichmäßige Ausprägung der einzelnen Schweißbahnen. Mit zunehmender Bauteilhöhe nahm die Porenanzahl ab. Die Porenbildung kann durch eine optimierte Prozess- und Temperaturführung signifikant beeinflusst werden (Bild 4-65). Mittels Computertomografie-Scans wurden die Poren (blau) in den LMD Bauteilen detektiert. Durch die Integration einer Druckluftkühlung des Bauteils für $t_{\text{kühl}} = 30 \text{ s}$ und der Regulierung der Temperatur der Grundplatte auf $T_{\text{Grund}} = 50^\circ\text{C}$ nach jeder geschweißten Schicht konnte das maximale Porenvolumen V_{max} um 97 % verringert werden. Eine gleichmäßige Porenverteilung und weniger große Poren mindern die Gefahr der Rissbildung.

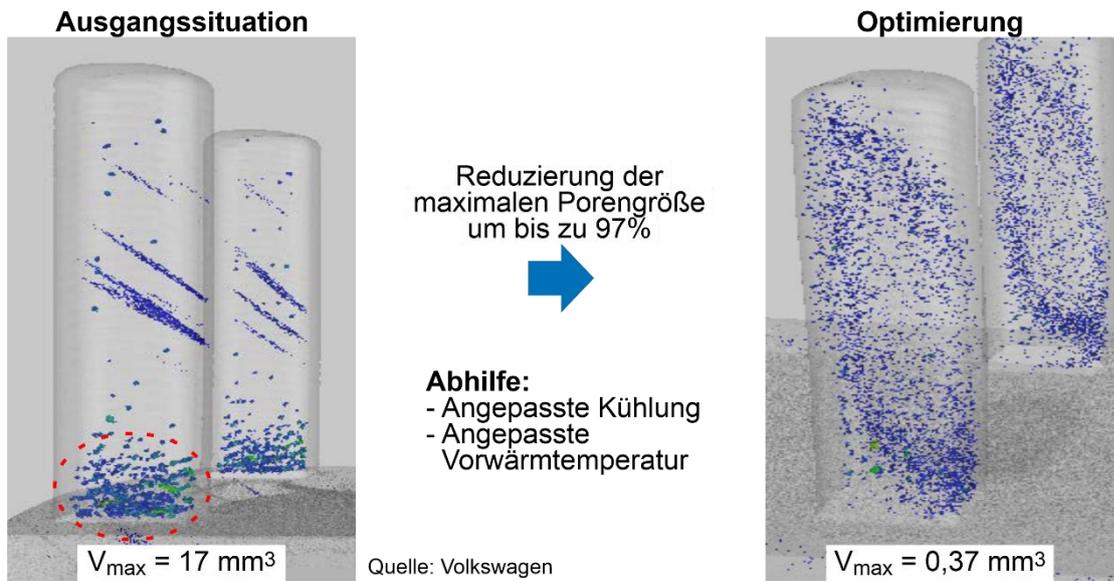


Poren treten vorwiegend in Substratnähe auf

Anbindung an das Substrat

Schweißprozessparameter:	Werkstoff:	Abkühlbedingungen:	
Vorschubgeschwindigkeit $v_f = 800$ mm/min	AlSi10Mg	$T_{\text{Grund}} = 40$ °C	
Laserleistung $P_L = 1.700$ W		$t_{\text{Kühl}} = 30$ s	

Bild 4-64: Porenbildung in Substratnähe beim LMD



Reduzierung der maximalen Porengröße um bis zu 97%

- Abhilfe:**
- Angepasste Kühlung
 - Angepasste Vorwärmtemperatur

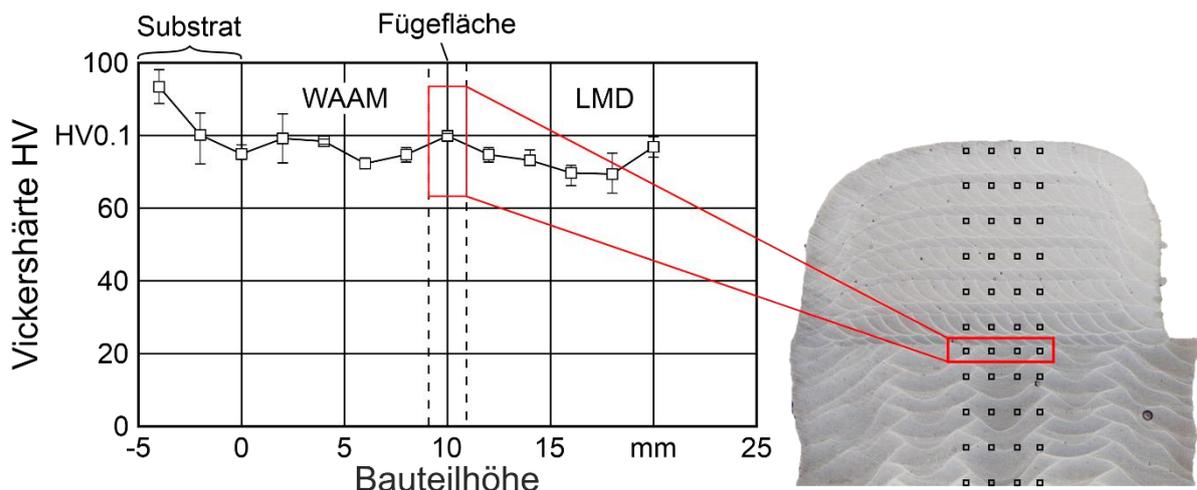
Prozessstellgrößen LMD:	Werkstoff:	Kühltemperatur Grundplatte:	
$v_f = 700$ mm/min	AlSi10Mg	$T_{\text{Grund}} = 50$ °C	
$P_L = 1.780$ W		Kühlzeit Druckluft:	
		$t_{\text{Kühl}} = 30$ s	

Bild 4-65: Einfluss der Temperaturführung auf die Porenbildung beim LMD

iii. Verfahrenskombination LMD-WAAM

Um die Vorzüge der beiden additiven Fertigungsverfahren LMD und WAAM gewinnbringend zu verbinden, wurde im Rahmen des Projekts die Verfahrenskombination der beiden additiven Fertigungsverfahren in einem Bauteil untersucht. Feine Strukturen wurden durch LMD gefertigt, da so geringe Aufmaße und Formabweichungen erzielt werden konnten. Großvolumige Bauteilbereiche lassen sich hingegen mittels WAAM aufgrund der vergleichsweise großen Auftragsrate produktiv fertigen. Um die Wechselwirkungen der beiden

Schweißverfahren in Kombination zu untersuchen, wurden zunächst Grundkörper mittels WAAM gefertigt. Anschließend wurde auf die WAAM-Grundkörper mit LMD aufgeschweißt. Es zeigte sich, dass der Bearbeitungszustand der Fügefläche bei der Verfahrenskombination keinen signifikanten Einfluss auf die Schichtanbindung aufwies. Daher ist ein Aufschweißen mittels LMD auf vergleichsweise unebene WAAM-Grundkörper ohne vorherige Fräsbearbeitung möglich. Prozess- und Maschinenzeiten sowie Werkzeugkosten konnten reduziert werden. Auch wurde weniger Material zerspannt. Härtemessungen an Querschliffen zeigten keine signifikanten Härteänderungen im Bauteil und insbesondere im Bereich der Fuge (Bild 4-66). Im Kombinationsprozess wurden Bauteile mit homogener Härteverteilung erzeugt.



Prozessstellgrößen WAAM:

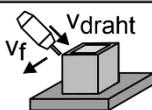
$v_f = 1.000 \text{ mm/min}$

$v_{\text{draht}} = 8 \text{ m/min}$

Prozessstellgrößen LMD:

$v_f = 800 \text{ mm/min}$

$P_L = 1.700 \text{ W}$



Härteprüfung nach Vickers:

Eindringkraft $F = 0,981 \text{ N}$

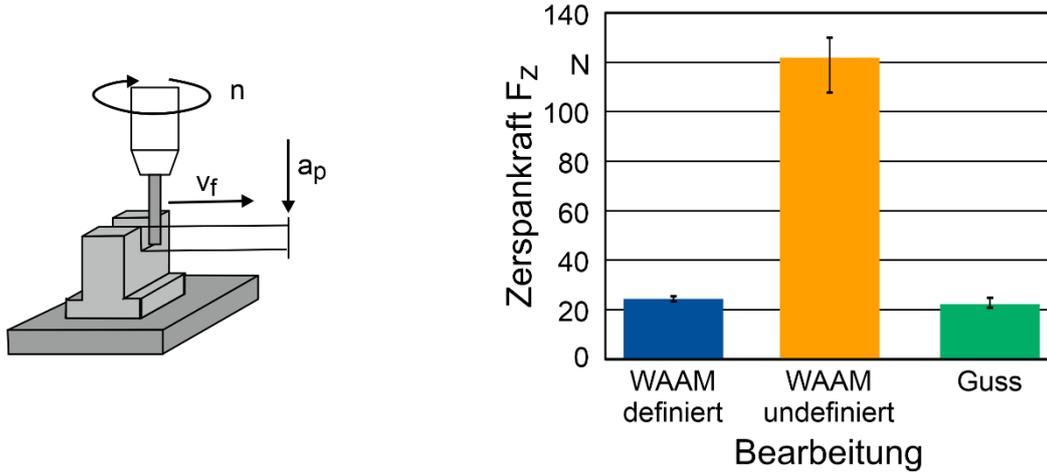
Eindringzeit $t = 10 \text{ s}$

Pil/ 99328 © IFW

Bild 4-66: Härteverlauf Verfahrenskombination

b. Charakterisierung der Zerspanbarkeit additiv gefertigter Bauteile

Zur Untersuchung der Zerspanbarkeit additiv gefertigter Bauteile wurden WAAM Probekörper mittels Fräsen bearbeitet. Hierbei wurden vorgeschruppte und ebene additiv gefertigte Probekörper (WAAM definiert) und wellige as-built WAAM Probekörper (WAAM undefiniert) untersucht. Als Referenz wurden gegossene Bauteile zerspannt. Es zeigte sich im untersuchten Parameterraum kein Einfluss der Stellgrößen beim Fräsen auf die Bauteilhärte. Die undefinierten und unebenen Oberflächen durch WAAM führten zu erhöhten Kräften während der Schrupp- und Schlichtbearbeitung. Dies ist in Bild 4-67 für das Schlichten dargestellt. Bei der Zerspanung des ebenen Grundmaterials zeigten sich keine Unterschiede bezogen auf die Zerspankraft zwischen WAAM- und gegossenen Bauteilen.

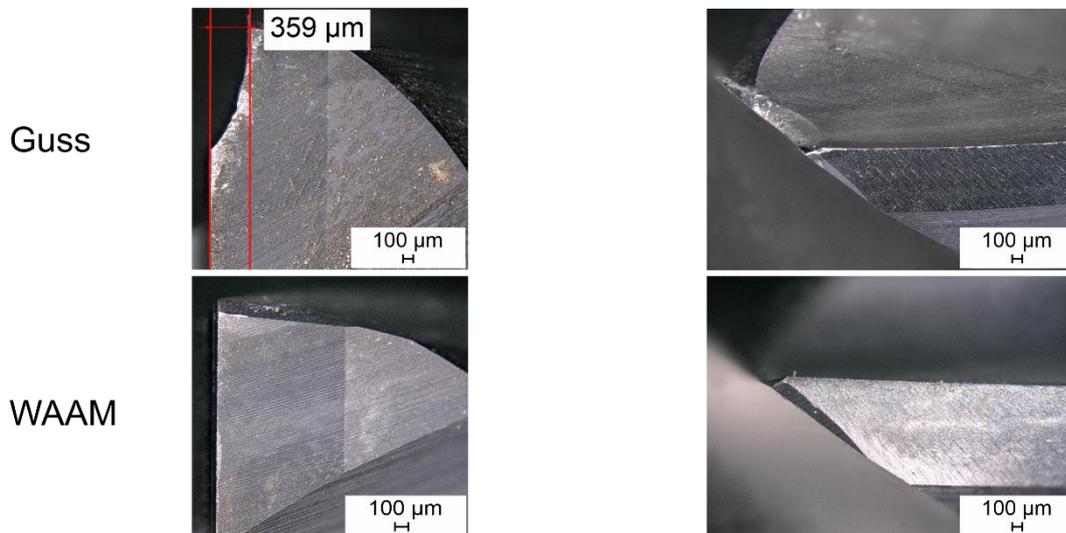


Werkstoff:	Stellgrößen:	Werkzeug:
AlSi12 (WAAM)	$v_f = 2.928 \text{ mm/min}$	$v_c = 460 \text{ m/min}$
AlSi10Mg (Guss)	$a_p = 0,3 \text{ mm}$	$a_e = 12 \text{ mm}$
	$f_z = 0,04 \text{ mm}$	

Pil/107834 © IFW

Bild 4-67: Zerspankraft in Abhängigkeit der Herstellung und der Oberflächenbeschaffenheit

Der Werkzeugverschleiß beim Schlichten von WAAM- und Gussbauteilen ist in Bild 4-68 dargestellt. Bei der Bearbeitung der Gussbauteile traten Schneidkantenausbrüche auf, Freiflächenverschleiß lag nicht vor. Auch bei Schruppbearbeitung war kein erhöhter Verschleiß an den Fräsern im Vergleich zur Gussteilbearbeitung zu erkennen. Somit zeigen die Fräser bei der Bearbeitung von WAAM-Bauteilen keinen erhöhten Verschleiß im Vergleich zu gegossenen Komponenten. Die Bearbeitung additiv gefertigter Bauteile ist somit mit den untersuchten Fräsern und unter Nutzung der empfohlenen Prozessparameter möglich.



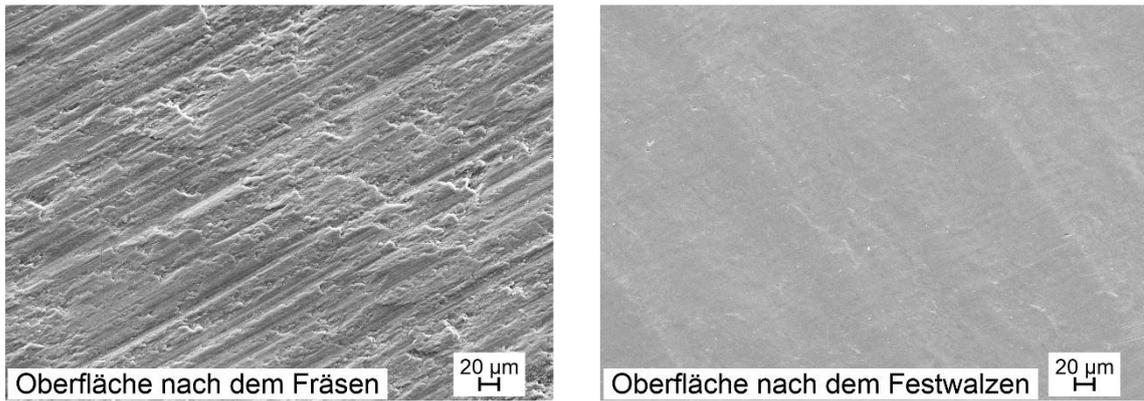
Werkstoff:	Stellgrößen:	Werkzeug:
AlSi12 (WAAM)	$v_f = 5.856 \text{ mm/min}$	$v_c = 460 \text{ m/min}$
AlSi10Mg (Guss)	$a_p = 0,3 \text{ mm}$	$a_e = 12 \text{ mm}$
	$f_z = 0,08 \text{ mm}$	

Pil/107839 © IFW

Bild 4-68: Vergleich Werkzeugverschleiß Fräsen WAAM- und Gussbauteile

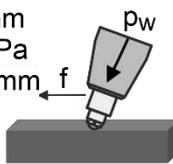
c. Fertigungsstrategien für das Festwalzen additiv gefertigter Komponenten

Rasterelektronenmikroskopische Aufnahmen gefräster und festgewalzter Bauteiloberflächen zeigten die charakteristischen Oberflächen. Der Vergleich ergab eine deutlich verbesserte Oberflächenqualität nach dem Festwalzen (Bild 4-69). Das Festwalzen führte zu einer Einebnung der Rauheitsspitzen (Bild 4-70). Beim Festwalzen führten ein geringerer Vorschub f zu einer geringeren, ein höherer Walzdruck von $p_w = 5$ MPa dagegen zu größerer Rauheit. Der höhere Druck bewirkte eine stärkere Verformung der Randzonen damit tiefere Wälztäler.



Prozessstellgrößen Festwalzen:

$f = 0,1$ mm
 $p_w = 15$ MPa
 $d_b = 6,35$ mm



Rasterelektronenmikroskop:
 Zeiss EVO 60 VP
 Vergrößerung: 200-fach

Prozessstellgrößen WAAM:

$v_f = 500$ mm/min
 $v_{draht} = 8$ m/min

Werkstoff:
 AISi12

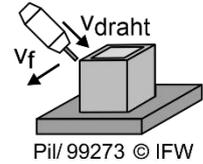
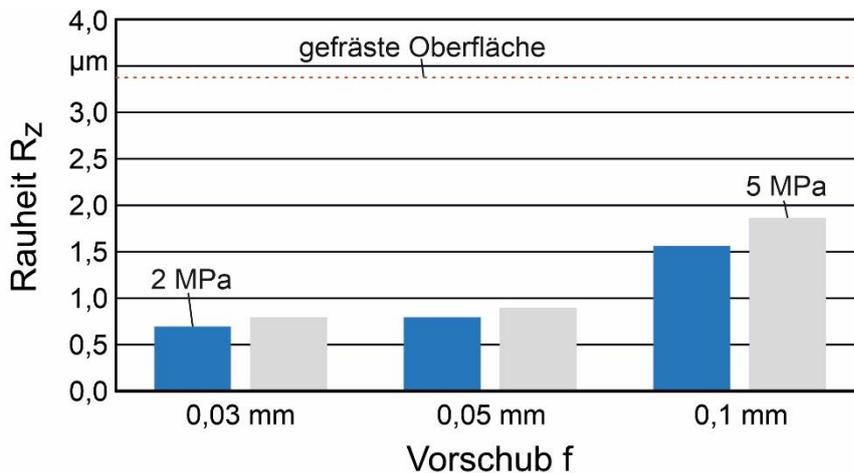


Bild 4-69: REM-Oberflächenvergleich zwischen Fräsen und Festwalzen



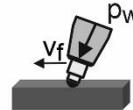
Prozessstellgrößen WAAM:

$v_f = 700$ mm/min
 $v_{draht} = 8$ m/min
 Werkstoff: AISi12



Prozessstellgrößen Festwalzen:

$f = 0,03 - 0,1$ mm
 $p_w = 2 - 5$ MPa
 $d_b = 6,35$ mm
 Ecoroll HG6
 $v_f = 5.000$ mm/min



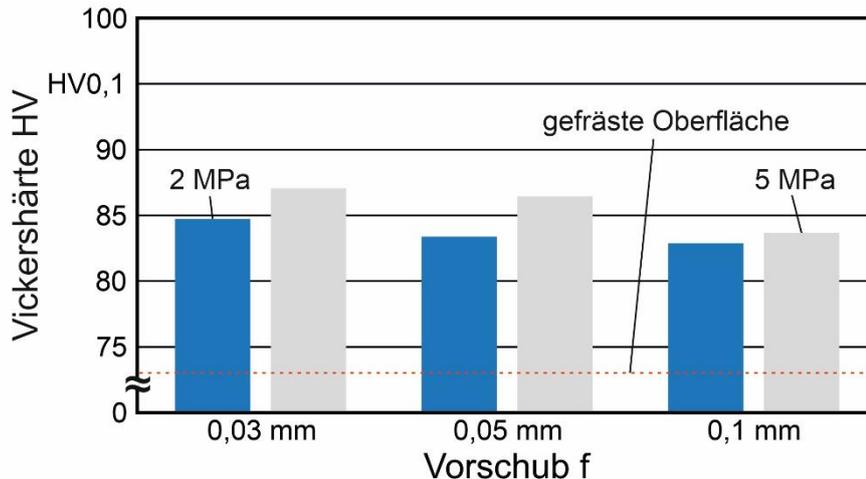
Rauheitsmessung:

MarSurf LD 130
 $\lambda_c = 0,8$ mm
 $L_t = 5,6$ mm
 $v_t = 0,5$ mm/s

Pii/ 99342 © IFW

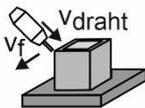
Bild 4-70: Einfluss der Prozessstellgrößen beim Festwalzen auf die Rauheit

Erwartungsgemäß hat das Festwalzen Einfluss auf die Randzonenhärte. Untersucht wurden die Einflüsse des Vorschubs im Bereich $f = 0,03 - 0,1$ mm und des Walzdrucks p_w in zwei Stufen von 2 MPa und 5 MPa. Um die Härte zu steigern, sind ein hoher Walzdruck und ein geringer Vorschub zu wählen (Bild 4-71). Eine Härtezunahme bis zu 27,4 % wurde erreicht. Durch Festwalzen konnte folglich die Oberflächenhärte und die Oberflächenqualität gesteigert werden. Dies wurde für Bauteile aus AlSi12 und AlSi10Mg, nach dem WAAM-Verfahren und nach LMD festgestellt. Infolge einer Leistungssteigerung (z.B. Härtesteigerung) additiv gefertigter Bauteile durch Festwalzen ist es denkbar, dass die Variantenzahl im Automobilbau verringert werden kann. Dies würde einer Steigerung der Ressourceneffizienz entsprechen.



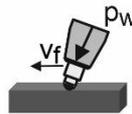
Prozessstellgrößen WAAM:

$v_f = 700$ mm/min
 $v_{draht} = 8$ m/min
 Werkstoff: AlSi12



Prozessstellgrößen Festwalzen:

$f = 0,03 - 0,1$ mm
 $p_w = 2 - 5$ MPa
 $d_b = 6,35$ mm
 Ecoroll HG6
 $v_f = 5.000$ mm/min



Pil/ 99343 © IFW

Bild 4-71: Einfluss der Prozessstellgrößen beim Festwalzen auf die Härte

d. Charakterisierung der mechanischen Kennwerte und des Einsatzverhaltens additiv gefertigter Bauteile

Die Zugfestigkeit und Bruchdehnung wurden an einlagigen Flachzugproben ermittelt (Bild 4-72). Für WAAM Bauteile ergaben sich gute mechanische Eigenschaften. Ohne anschließendes Festwalzen erreichten die AlSi12 Zugproben eine Zugfestigkeit R_m von ca. 190 MPa und eine Bruchdehnung $A = 10$ %. Durch Festwalzen konnten die Zugfestigkeit um weitere 26,1 % und die Bruchdehnung um 14,6 % verbessert werden. Die Anforderungen für das Schwenklager in Hinblick auf die Bruchdehnung A konnten erfüllt werden. Die Zugfestigkeitsanforderungen werden jedoch selbst nach dem Festwalzen nicht erreicht. Hier könnte der Einsatz des leistungsfähigeren Werkstoffs AlSi10Mg sowie eine Wärmebehandlung Abhilfe schaffen. Für LMD-Probekörper aus AlSi10Mg konnten signifikante Steigerungen der Bruchdehnung A und der Zugfestigkeit R_m durch Festwalzen ermittelt werden. Außerdem lassen sich rissinitiierende Poren nahe der Bauteiloberfläche durch Festwalzen schließen.

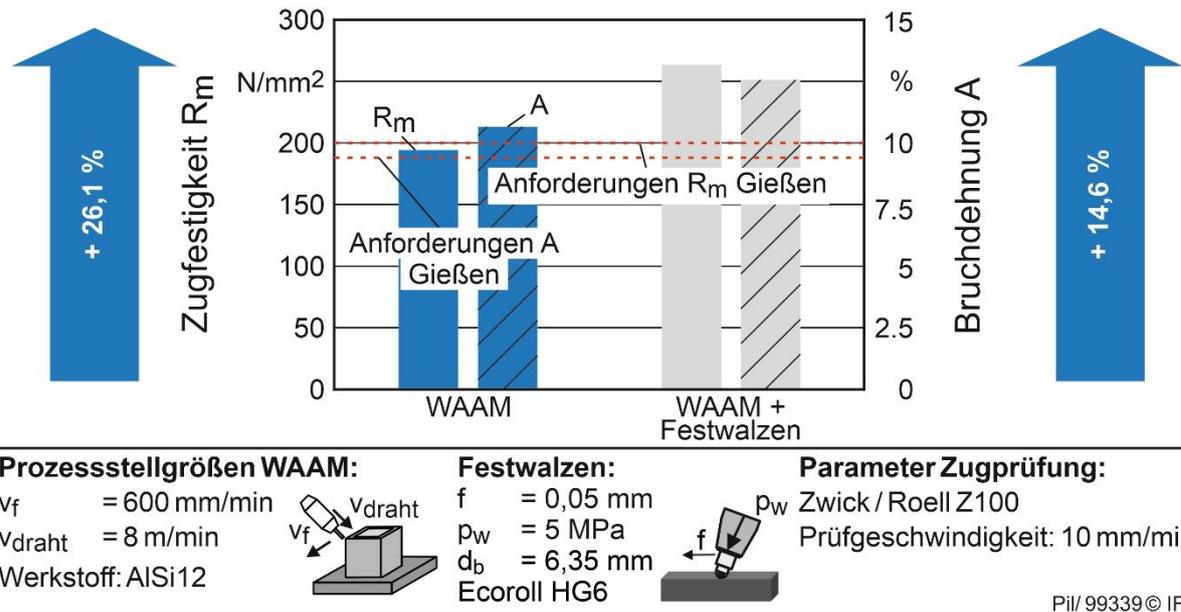


Bild 4-72: Einfluss des Festwalzens auf die mechanischen Eigenschaften von Flachzugproben

Neben Flachproben wurden Rundzugproben mittels LMD-Verfahren gefertigt. Die Probekörper bestanden aus mehreren Schweißungen je Bauteilschicht. Dies entspricht dem häufigsten Anwendungsfall. Den Einfluss der Prozessstellgrößen beim LMD auf die mechanischen Kennwerte zeigt (Bild 4-73). Die Probekörper wurden einer Wärmebehandlung gemäß T6 unterzogen. Dies entspricht dem Vorgehen bei gegossenen Radträgern und Schwenklagern. Die Laserleistung beim LMD hat einen signifikanten Einfluss auf die mechanischen Kennwerte. Es zeigten sich die besten mechanischen Eigenschaften für eine Laserleistung von $P_L = 2.000$ W. Damit lassen sich beim LMD die mechanischen Anforderungen für Schwenklager und die für Radträger, bis auf die Streckgrenze $R_{p0,2}$, übertreffen.

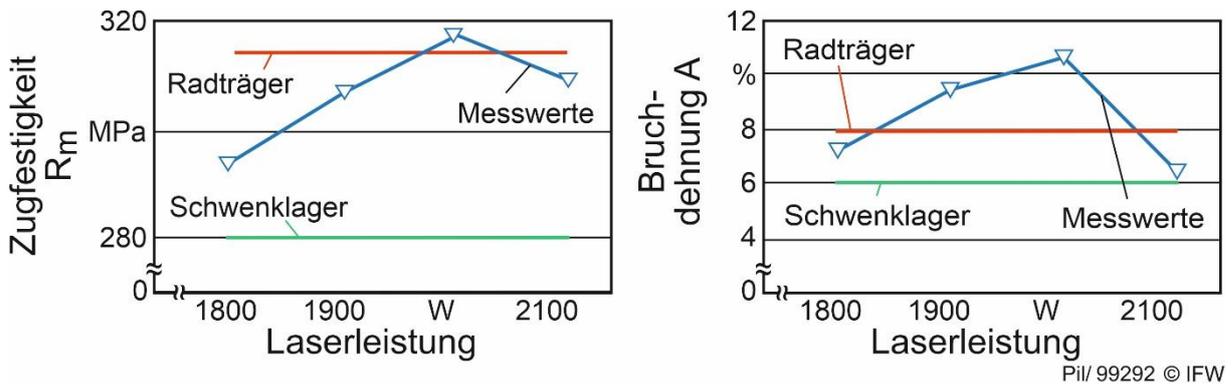
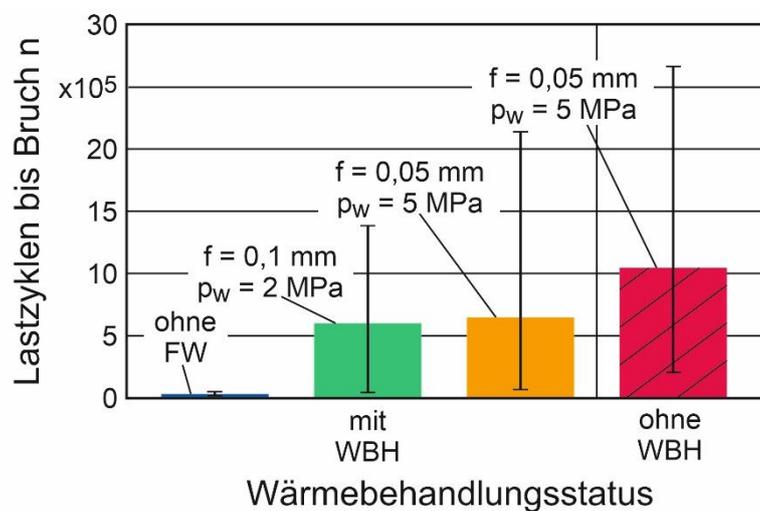


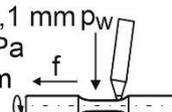
Bild 4-73: Zugprüfung Rundzugprobekörper LMD

Wesentlich für die Charakterisierung des Einsatzverhaltens der Komponenten ist die Lebensdauer unter dynamischer Last. Dazu wurde der Einfluss des Festwalzens auf die Bauteillebensdauer in Umlaufbiegeprüfungen untersucht. Hierzu wurde am IFW eine 4-Punkt Umlaufbiegeprüfmaschine vom Typ Power Rotabend der Firma SincoTec verwendet. Die Resultate für WAAM-Umlaufbiegeproben aus AISi12 sind in Bild 4-74 dargestellt. Die Umlaufbiegeproben wurden zunächst mittels WAAM gefertigt und anschließend auf die Endkontur gedreht. Die so hergestellten Proben wurden mit wärmebehandelten oder festgewalzten Probekörpern verglichen. Es zeigte sich, dass durch das Festwalzen die

Lebensdauer signifikant erhöht werden kann. Dies lässt sich auf die verringerte Oberflächenrauheit (bis zu -78,9 %), die Härtesteigerung der Oberfläche (bis zu +18,9 %) und das Induzieren von Druckeigenspannungen (bis zu 200 MPa) durch das Festwalzen zurückführen. Die Probekörper, die mit einem Festwalzdruck $p_w = 5$ MPa und einem Vorschub $f = 0,05$ mm gefertigt wurden, zeigten die größte Lebensdauer. Allerdings wiesen die Versuche eine große Streuung bei den WAAM-Umlaufbiegeproben aus AISi12 auf. Dies ist mit Porosität im Bauteil zu erklären. Liegen die Poren oberflächennah vor, können sie rissinitiiierend wirken und zu einem vorzeitigen Versagen der Proben führen. Diesbezüglich besteht weiterer Forschungsbedarf hinsichtlich der optimalen WAAM-Prozessstellgrößen für die Fertigung von AISi12 Bauteilen. Eine Wärmebehandlung zeigte beim AISi12 keinen Einfluss auf die Lebensdauer, da AISi12 eine nicht aushärtbare Legierung ist und somit die Wärmebehandlung nur einen geringfügigen Einfluss auf die Festigkeit von AISi12 haben kann.



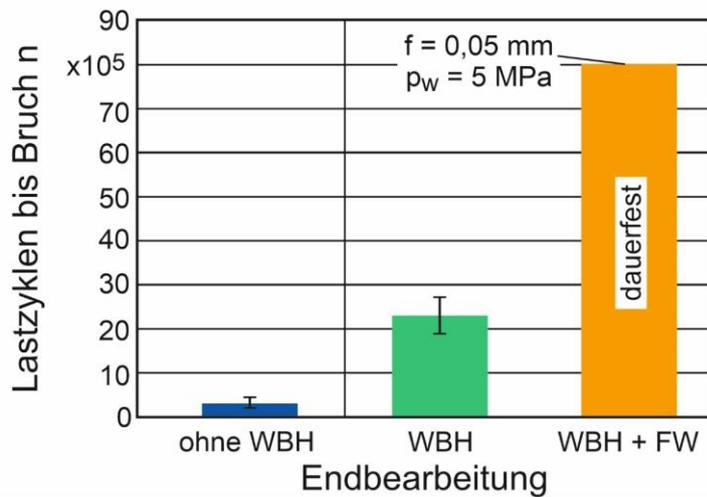
Stellgrößen WAAM:	Stellgrößen Festwalzen:	Umlaufbiegeprüfung:
$v_f = 600$ mm/min	$f = 0,05 - 0,1$ mm	SincoTec Power Rotabend
$v_{draht} = 8$ m/min	$p_w = 2 - 5$ MPa	4-Punkt Umlaufbiegeprüfung
Werkstoff: AISi12	$d_b = 6,35$ mm	Biegemoment: $M_b = 25$ Nm
Richtung: Vertikal		Biegespannung: $\sigma = 75$ MPa



Pil/107811 © IFW

Bild 4-74: Umlaufbiegeprüfung WAAM-AISI12

Der positive Einfluss des Festwalzens auf die Lebensdauer additiv gefertigter Komponenten konnte auch für AISi10Mg-Umlaufbiegeproben, welche mit dem WAAM-Verfahren hergestellt wurden, ermittelt werden (Bild 4-75). Nach Wärmebehandlung gemäß dem T6-Standard und nachgelagertem Festwalzen mit einem Vorschub $f = 0,05$ mm und einem Festwalzdruck $p_w = 5$ MPa lässt sich die Lebensdauer der Umlaufbiegeproben derart steigern, dass sie dauerfest werden. Des Weiteren fällt die Streuung bezogen auf die Lebensdauer bei den untersuchten Umlaufbiegeproben deutlich geringer aus. Die Leistungsfähigkeit dieser Komponenten ist also gut prognostizier- und einstellbar.



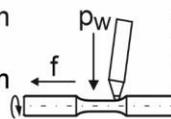
Stellgrößen WAAM:

$v_f = 600$ mm/min
 $v_{draht} = 8$ m/min
 Werkstoff: AISi10Mg
 Richtung: Vertikal



Stellgrößen Festwalzen:

$f = 0,05$ mm
 $p_w = 5$ MPa
 $d_b = 6,35$ mm



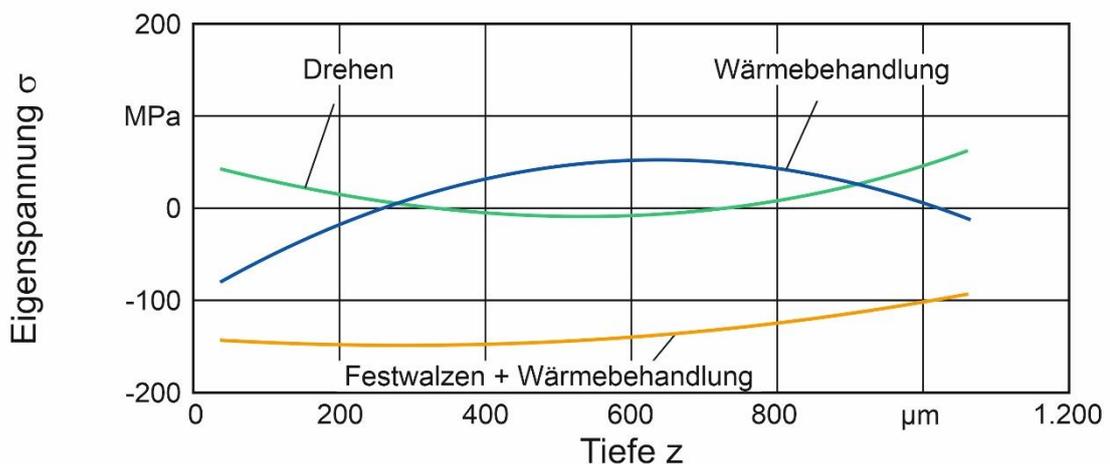
Umlaufbiegeprüfung:

SincoTec Power Rotabend
 4-Punkt Umlaufbiegeprüfung
 Biegemoment: $M_b = 25$ Nm
 Biegespannung: $\sigma = 75$ MPa

Pil/107812 © IFW

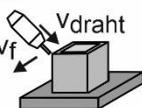
Bild 4-75: Umlaufbiegeprüfung WAAM-AISi10Mg

Der positive Einfluss des Festwalzens auf die Lebensdauer der Komponenten wird u.a. auf das Einbringen von Druckeigenspannungen in das Bauteil zurückgeführt. Dies wurde anhand von energiedispersiven Eigenspannungsmessungen an den Umlaufbiegeproben bestätigt. Hierbei werden lediglich die Eigenspannungen quer zur Bearbeitungsrichtung (Drehen und Festwalzen) betrachtet. Die Eigenspannungen wurden nach dem Drehen, nach der anschließenden Wärmebehandlung und final nach dem Festwalzen gemessen (Bild 4-76).



Stellgrößen WAAM:

$v_f = 600$ mm/min
 $v_{draht} = 8$ m/min
 Werkstoff: AISi10Mg
 Richtung: Vertikal



Messzeitpunkt:

- nach dem Drehen
- nach dem Festwalzen

Wärmebehandlung:

T6

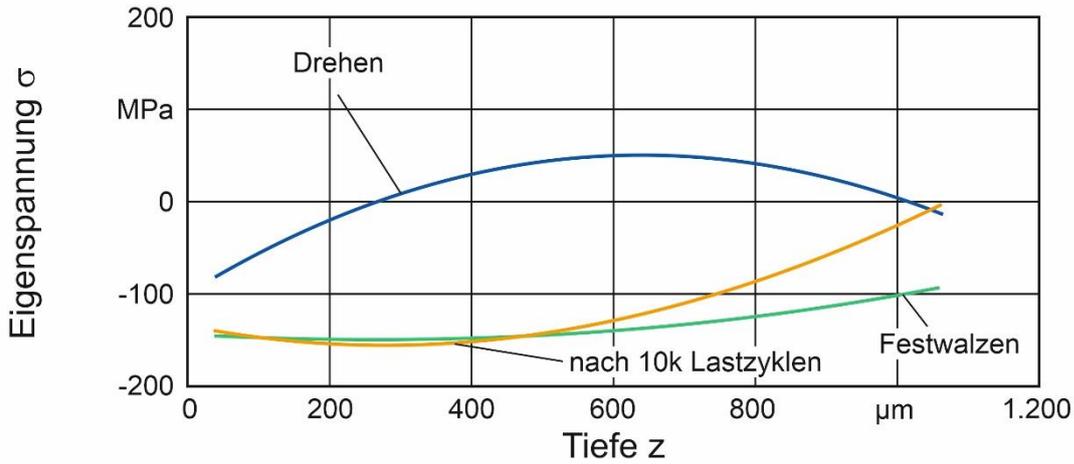
Diffraktometer:

Seifert XRD Space Universal
 4-Kreis Diffraktometersystem
 autom. 3-Achs-Positionierung
 Energiedispersive Messung

Pil/107810 © IFW

Bild 4-76: Einfluss Bearbeitungsverfahren auf die Eigenspannungen WAAM-AISi10Mg

Der Eigenspannungstiefenverlauf nach 10.000 Belastungszyklen entspricht bis zu einer Tiefe von ca. 500 µm dem des unbelasteten Bauteils (Bild 4-77).



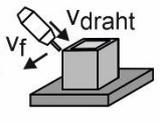
Stellgrößen WAAM:	Messzeitpunkt:	Diffraktometer:
$v_f = 600 \text{ mm/min}$	• nach dem Drehen	Seifert XRD Space Universal
$v_{draht} = 8 \text{ m/min}$	• nach dem Festwalzen	4-Kreis Diffraktometersystem
Werkstoff: AISi10Mg	• nach 10k Belastungen	autom. 3-Achs-Positionierung
Richtung: Vertikal	Wärmebehandlung: T6	Energiedispersive Messung
		Pii/107815 © IFW

Bild 4-77: Untersuchung des Eigenspannungsabbaus bei WAAM-AISi10Mg

e. Aufbau der Demonstratorprozesskette

Zum Aufbau der Demonstratorprozesskette (Bild 4-78) für die Fertigung eines vereinfachten Schwenklagers (Bild 4-79) wurden die einzelnen Prozesse miteinander verknüpft. Mit einem 3D-Scanner Atos Core von GOM wurden Inline-Messungen nach der additiven Fertigung durchgeführt, um Geometrieabweichungen festzustellen.



Bild 4-78: Demonstratorprozesskette

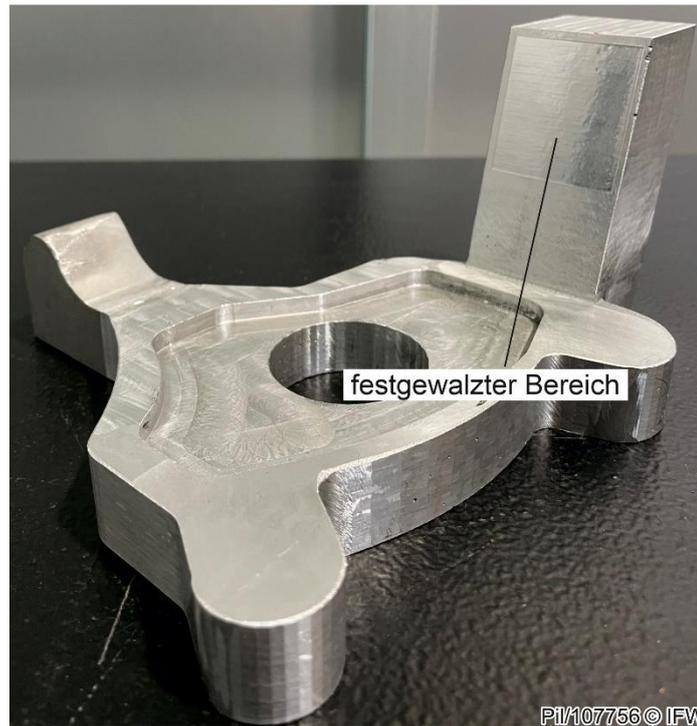


Bild 4-79: Demonstratorbauteil

Dazu wurden eine Inline-Messung nach der additiven Fertigung und eine End-of-Line Messung nach der Zerspänung vorgenommen. Die Geometrieabweichungen durch WAAM für AISi12 und AISi10Mg zeigt Bild 4-80. Dabei wurden die Vorschubgeschwindigkeit v_f und die Drahtvorschubgeschwindigkeit v_{draht} variiert. Geringere Werte führten zu einer deutlich besseren Formgenauigkeit. Insgesamt konnte festgestellt werden, dass beide Werkstoff ein nahezu identisches Auftragverhalten besitzen. Im Rahmen einer Prozesskettenregelung kann mit der Inline-Messung vor der Zerspänung festgestellt werden, ob genug Aufmaß vorhanden ist oder das Bauteil bereits Ausschuss ist.

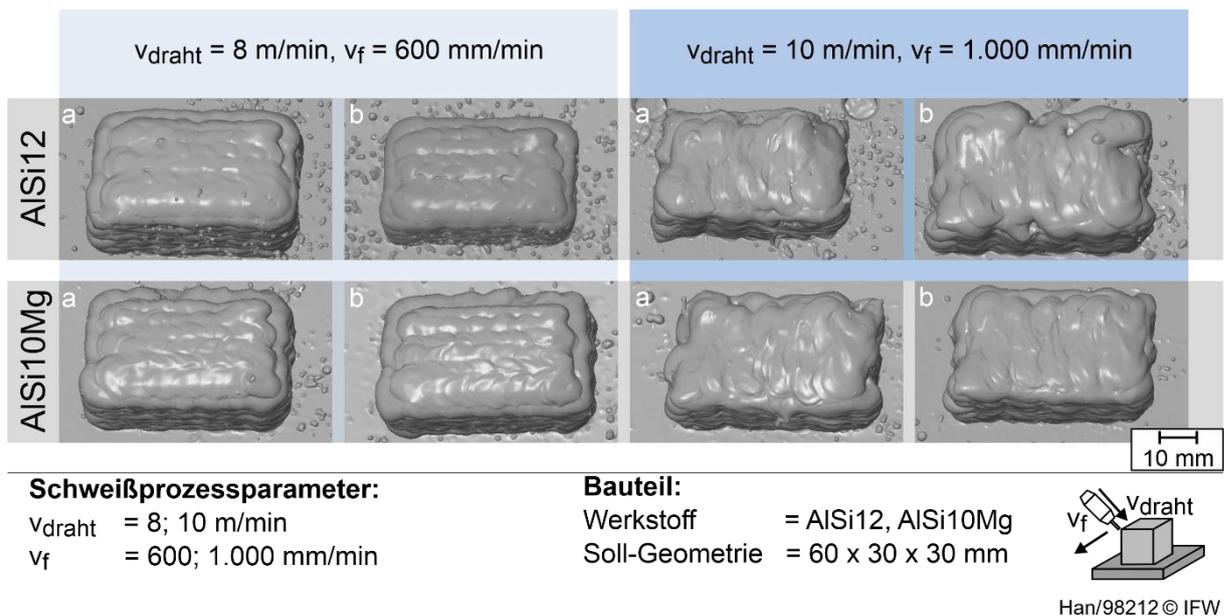
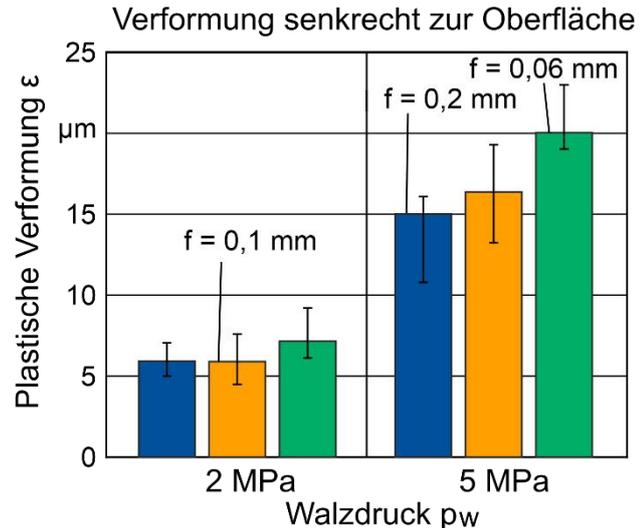
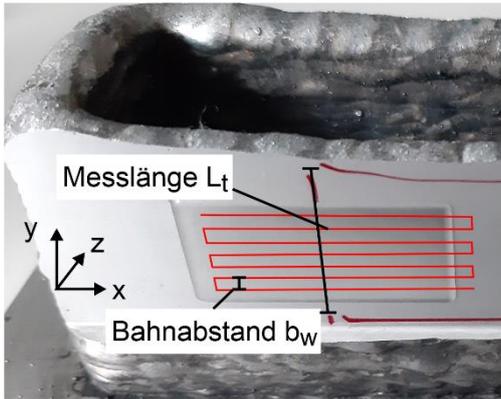


Bild 4-80: Geometrieabweichungen durch WAAM - Prozessstellgrößen

Auf Basis der Inline-Messung nach der additiven Fertigung wurde anschließend die Bahnplanung für den Fräsprozess vorgenommen. Hierbei können bereits die später durch das Festwalzen entstehenden Verformungen ε im Rahmen einer Prozesskettenregelung vorgehalten werden. Die Größe der Verformung senkrecht zur Oberfläche ist dabei hauptsächlich vom Walzdruck p_w abhängig (Bild 4-81). Bei einem Walzdruck von 2 MPa beträgt die plastische Verformung im gewalzten Bereich im Mittel etwa $\varepsilon = 6-7 \mu\text{m}$. Bei einem Walzdruck von 5 MPa wird die Oberfläche in einem Bereich von $\varepsilon = 15-20 \mu\text{m}$ eingedrückt.

Festwalzstrategie und Bahnabstand



Werkstoff:
AlSi12

Festwalzparameter:
Werkzeug Ecoroll HG6
Bahnabstand $b_w = 0,06; 0,1; 0,2 \text{ mm}$
Walzdruck $p_w = 2; 5 \text{ MPa}$

Messgerät:
MarSurf LD 130
Messlänge $L_t = 15 \text{ mm}$

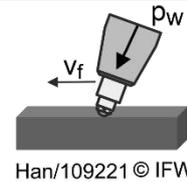


Bild 4-81: Plastische Verformung in Abhängigkeit vom Walzdruck

Als Demonstrator wurde eine vereinfachte Version des Schwenklagers umgesetzt (Bild 4-79). Das Bauteil wurde mit WAAM gefertigt, gefräst und Bereiche, in denen Festwalzen einen Mehrwert versprach, entsprechend behandelt. In der End-of-Line Messung wurde abschließend die Geometrie überprüft. Es wurde gezeigt, dass Fahrwerkskomponenten komplett durch einen WAAM-Prozess mit anschließender Nachbearbeitung gefertigt werden können. Möglich ist es auch, auf gegossene Schwenklenker additiv Features aufzudrucken und diese entsprechend nachzubearbeiten.

4.4.3 Energetische Bewertung

Um die Ressourceneffizienz der untersuchten Prozessketten zur Herstellung von Schwenklagern aus Aluminium bewerten zu können, wurden die Energiebedarfe für die additive Fertigung mittels LMD und WAAM (Bild 4-82) sowie für die konventionelle Fertigung durch Gießen mit Leistungsmessgeräten ermittelt (Bild 4-83). Für WAAM zeigte sich, dass ein Großteil des Energiebedarfs durch die Herstellung des Werkstoffs und die Weiterverarbeitung zu Schweißdraht entsteht. Der drittgrößte Anteil stellt die für den WAAM-Prozess benötigte Energie dar. Insgesamt beläuft sich der Energiebedarf der WAAM-Prozesskette zur Herstellung eines Schwenklagers auf 62,1 kWh. Bei der Prozesskette LMD entfällt ein Großteil des Energiebedarfs auf den LMD-Prozess an sich. Insgesamt werden für die Fertigung eines Schwenklagers mittels der LMD-Prozesskette 241,1 kWh Energie benötigt. Die große Differenz zwischen den Energiebedarfen bei LMD und WAAM ergibt sich aus den

unterschiedlichen Auftragsraten der Verfahren. WAAM weist eine signifikant höhere Auftragsrate als LMD auf. Es zeigte sich, dass die Leistungsaufnahmen der WAAM-Anlage am IFW und der LMD-Maschine bei VW vergleichbar waren, der unterschiedliche Energiebedarf jedoch im Wesentlichen von der Fertigungszeit und somit von der Auftragsrate abhängt.

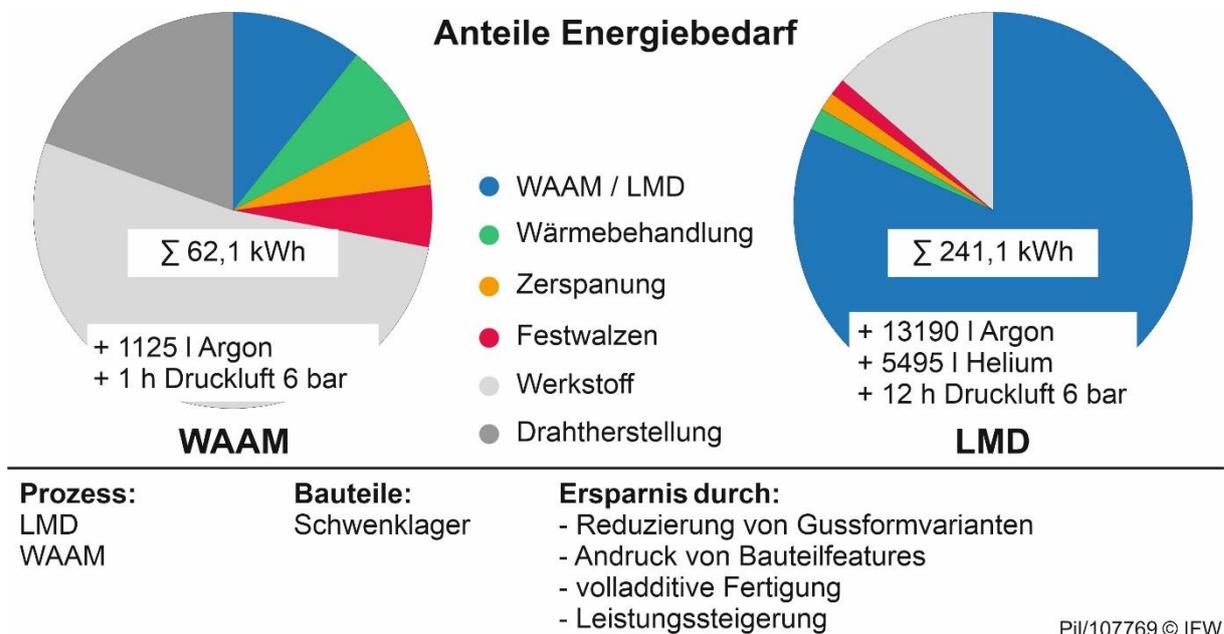


Bild 4-82: Anteilige Energiebedarfe entlang der additiven Prozessketten zur Herstellung eines Schwenklagers

Der Energiebedarf für die Herstellung eines Schwenklagers mittels der konventionellen Guss-Prozesskette ist in Bild 4-83 dargestellt.

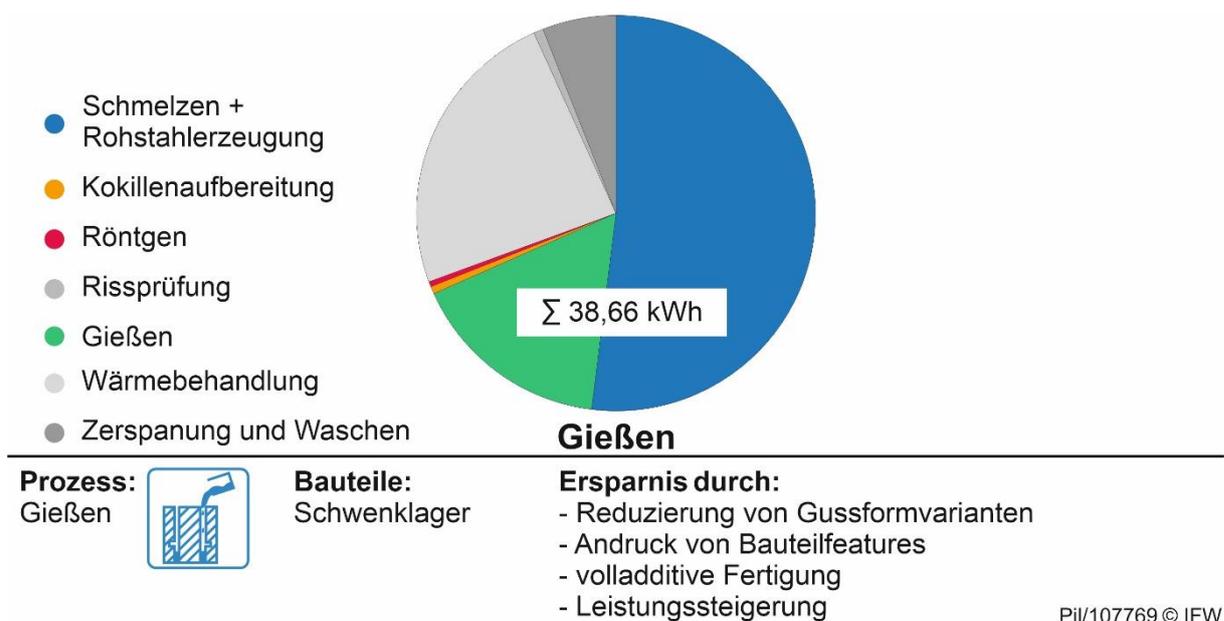


Bild 4-83: Anteilige Energiebedarfe entlang der konventionellen Guss-Prozesskette zur Herstellung eines Schwenklagers

Der größte Energieanteil wird für die Bereitstellung der Schmelze zum Gießen benötigt. Hierin enthalten ist der Energiebedarf für die Herstellung des Rohmaterials und das anschließende

Aufschmelzen für das Gießen. Ein wesentlicher Anteil am Energiebedarf entfällt auf das Gießen und die dazugehörigen gießereitechnischen Abläufe und die Maschinenteknik. Insgesamt wird mit der konventionellen Guss-Prozesskette ein Energiebedarf von 38,66 kWh zur Herstellung eines Schwenklagers benötigt. Somit ist die gusstechnische Produktion der Schwenklager für große Stückzahlen in energetischer Hinsicht die geeignetste Wahl.

Die additive Fertigung von Fahrwerkskomponenten wird im Klein- und Kleinstseriensegment sowie für den Andruck von Bauteilfeatures auf Halbzeuge eingesetzt. Die betrachteten additiven Fertigungsverfahren LMD und WAAM bieten hierbei das Potenzial einer Individualisierung, einer lokalen Verstärkung und einer generellen Leistungssteigerung der Halbzeuge. Somit ließen sich, mit denselben Halbzeugen, flexibel Komponenten für verschiedene Derivate und Anforderungen herstellen. Der Energiebedarf für die Herstellung einer Gussform für das Schwenklager beträgt 20,2 MWh (Kapitel 4.3.3). Somit lässt sich mittels additiver Fertigung, durch die Reduzierung der benötigten Varianten an Gussformen, die Ressourceneffizienz bei der Herstellung von Fahrwerkskomponenten aus Aluminium steigern.

4.5 Gleichlaufgelenk

Eine mechanisch hochbeanspruchte Baugruppe des Antriebsstrangs ist die Antriebsgelenkwelle. Sie wurde anhand von drei Einzelkomponenten untersucht. Das erste untersuchte Bauteil ist der Achszapfen. Für ihn wurden eine Prozesskettenverkürzung durch Substitution des induktiven Härtens von Funktionsflächen mit Entfall der Hartbearbeitung und eine Reibungsminderung der Kugellaufbahnen erprobt. Für die zweite Komponente, die Kugelnabe, wurden Downsizing-Potenziale ermittelt und analog zum Achszapfen der Entfall der Hartbearbeitung untersucht. Die dritte Einzelkomponente, die Profilwelle wurde eine komplett neue, spanende Prozesskette entwickelt und umgesetzt. Die drei Komponenten sind in Bild 4-84 dargestellt.



Bild 4-84: Bauteilübersicht der betrachteten Einzelkomponenten

4.5.1 Untersuchungen zur Substitution des Härtens an den Außenflächen

Bei der Volkswagen AG wurde zunächst die Spannungsverteilung im Bauteil in einer linear elastischen FEM Simulation ermittelt. Versagenskriterium war die maximale Vergleichsspannung nach von Mises. Die mögliche maximale Belastung wurde quasistatischen Fließgrenz- und Bruchlastversuchen an Achszapfen verschiedener Geometrien entnommen. Da die Untersuchungen der Optimierung der Außenabmessungen dienten, wurden die Innengeometrie und die Kugellaufbahnen im Modell nicht nachgebildet. Die Rotationssymmetrie des Achszapfens erlaubte, nur eine Breite von einem Zahn der Außenverzahnung im Modell zu untersuchen. Zur weiteren Vereinfachung des Modells wurde der Traganteil über die Radlageranlauffläche infolge der Festverschraubung nicht betrachtet. Dieser Bereich ist durch die Systemgrenze zum Radlager vorgegeben und wird somit nicht variiert. Die quantitativ ermittelten Vergleichsspannungen weichen somit von den realen oberflächennahen Eigenspannungen im Radiusbereich ab. Da diese nominelle Differenz jedoch bei allen untersuchten Komponenten als konstant angenommen werden kann, wurde die Vergleichsspannung relativ betrachtet. In allen Untersuchungen wurde eine statische Torsionsbelastung mit $M_T = 10 \text{ kNm}$ und eine Festlagerung an der Verzahnung angenommen. Das Torsionsmoment ist dabei $M_T = 10 \text{ kNm}$. Im ersten Schritt wurden die Verzahnungsdurchmesser angepasst und mittels realer Prüfstandsergebnisse eine Versagenskennlinie in Abhängigkeit des Durchmessers von thermisch gehärteten Bauteilen gebildet. Die höchsten Vergleichsspannungen treten an der Oberfläche im Radienübergang am Zahnansatz auf. Bei der derzeit in Serie verwendeten Konfiguration zeigt der Achszapfen mit dem geringsten Kopfkreisdurchmesser die geringsten oberflächennahen Spannungen, wodurch dieser das größte Torsionsmoment überträgt.

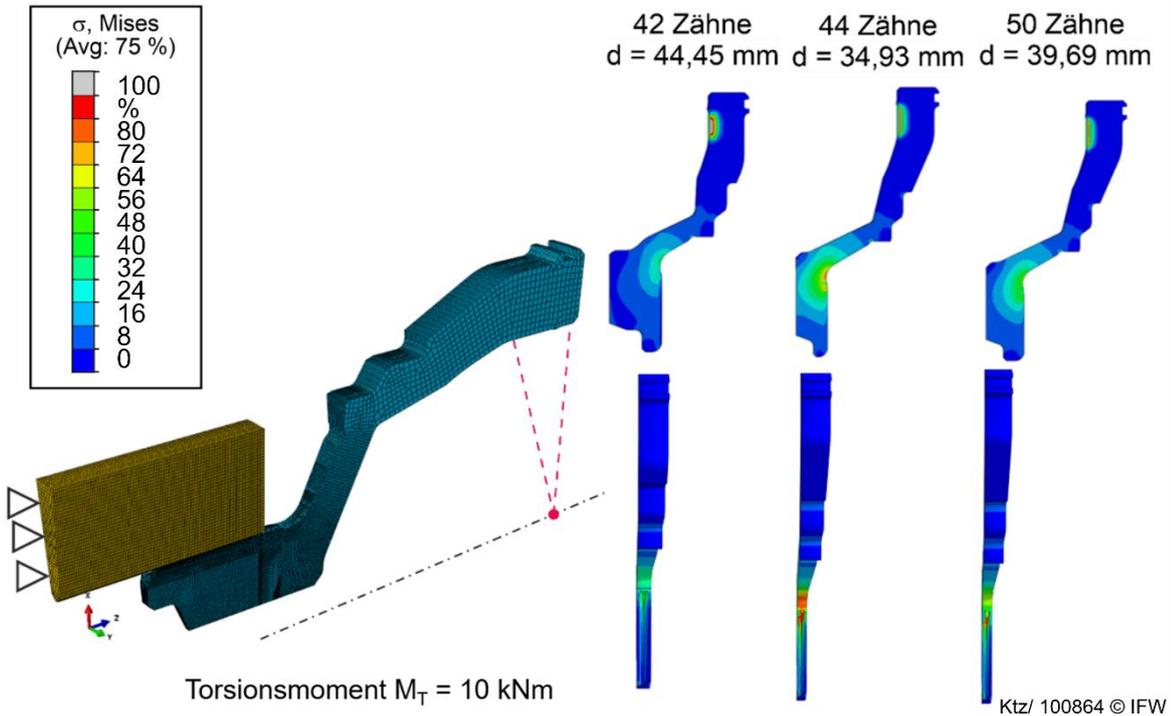


Bild 4-85: Durch unterschiedliche Verzahnung erreichte Spannungen im Achszapfen

Daher wurde der als kritisch gefundene Radienübergang zwischen der Radlageranlauffläche und der Verzahnung im FEM Modell variiert (Bild 4-85). Es zeigte sich, dass ein gleichmäßiger Auslauf mit konstanter Wandstärke und einem Radius von 6 mm verhältnismäßig wenig Kerbwirkung aufweist und somit die oberflächennahe Vergleichsspannung ein Optimum innerhalb dieser Bauteilgeometrie erreicht. Daraufhin wurden Verzahnungen mit konstantem Durchmesser und unterschiedlichen Modul untersucht. Hierbei konnten innerhalb des betrachteten Bereichs keine Veränderungen detektiert werden.

- Ausnutzung zyklischer Symmetrie
- Symmetrie-Randbedingungen an Seitenflächen
- Elementkantenlänge 0,1 mm - 1,0 mm

Werkstoff:

Stahl linear elastisch
 $E = 210 \text{ GPa}$
 $\mu = 0,3$

Körper Innenverzahnung
 Rotation gesperrt

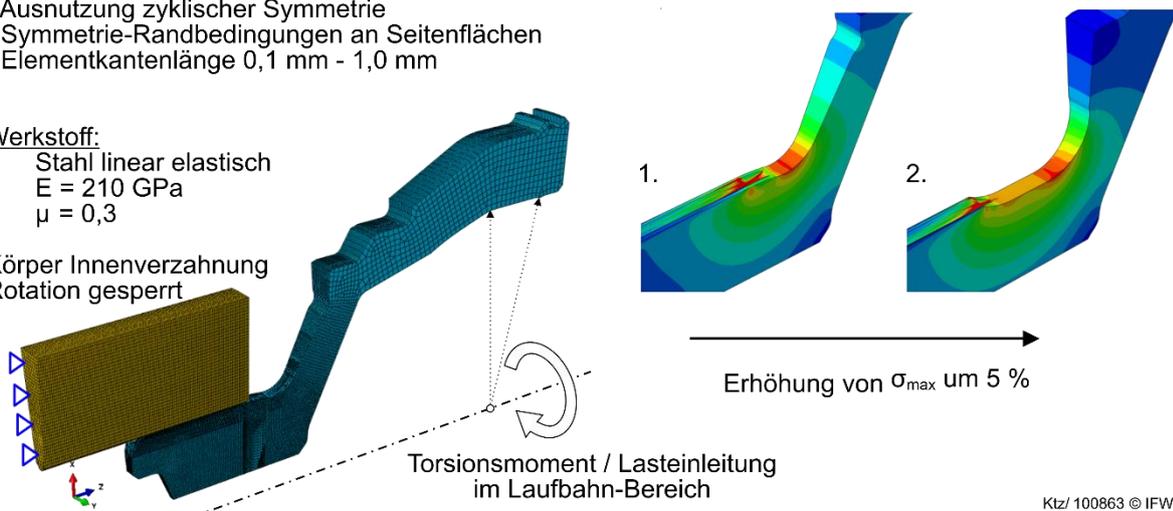


Bild 4-86: Variation des Radienübergangs zwischen Radlageranlauffläche und Verzahnung

Anschließend wurde für optimierten Bauteilgeometrien überprüft, ob das mechanische Festwalzen das energieintensive Induktionshärten in diesem Bereich ersetzen kann. Darüber

hinaus wurde hinsichtlich der Energieeffizienz untersucht, inwiefern ein mechanisches, KSS freies Festwalzverfahren geeignet ist. Dazu wurden Untersuchungen unter Verwendung von hydrostatischen und federmechanisch-kraftgebundenen Walzwerkzeugen der ECOROLL AG vorgenommen. Als Werkstücke wurden geschmiedete Rohteile eingesetzt. Diese wurden an den Mantelflächen durch Außenlängsdrehen vorbereitet. Bei der Verwendung des hydrostatischen Werkzeugs wurde der Walzdruck p_w in zwei Stufen zwischen $p_w = 400$ bar und $p_w = 600$ bar variiert. Ebenfalls zweistufig variiert wurde der Überdeckungsgrad. Dieser berechnet sich aus dem Verhältnis zwischen dem Vorschub f und dem Hertzchen Kontaktradius r_k . Die Prozesskraft berechnet sich hierbei über das Verhältnis zwischen der Kontaktfläche der Walzkugel und dem Druck. η ist der durch systematische Verluste erzeugte Wirkungsgrad.

$$F_w = p_w \cdot \pi \cdot \left(\frac{d_b}{2}\right)^2 \cdot \eta \quad (4-20)$$

Der Kontaktradius berechnet sich über:

$$r_k = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot (1 - \nu) \cdot \left(\frac{d_b}{2}\right) \cdot F_w}{2 \cdot E}} \quad (4-21)$$

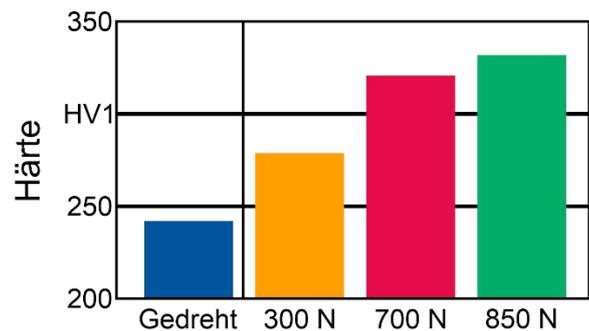
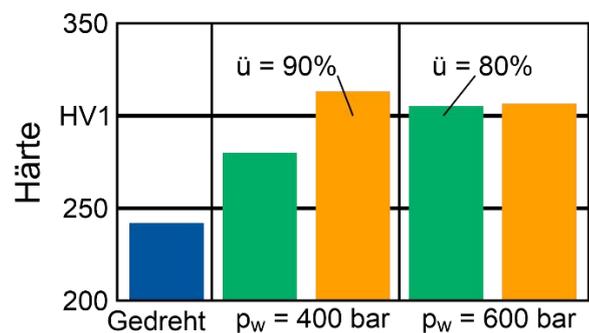
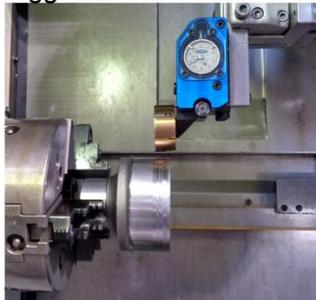
Der Überdeckungsgrad berechnet sich zu:

$$\ddot{u} = \frac{f}{2 \cdot r_k} \quad (4-22)$$

Hydrostatisches WZ



Weggebundenes WZ



Walzkraft F_w My/ 93252 © IFW

Bild 4-87: Aufhärtung durch Oberflächenverfestigungsverfahren

Bei der Bearbeitung mit dem mechanischen Walzwerkzeug wurde die Walzkraft F_w in drei Stufen variiert. Der Vorschub f wurde konstant auf $f = 0,05$ mm eingestellt. Bild 4-87 zeigt die Wirkweise der eingesetzten Werkzeuge und die aus der Oberflächenverfestigung resultierende Aufhärtung. Es ist hierbei zu erkennen, dass durch beide Verfahren eine

Härtesteigerung auf über 300 HV1 erreichbar ist. Dabei ist die Härtesteigerung umso höher, je höher der Druck p_w bzw. die Walzkraft F_w gewählt werden.

Durch das Induktionshärten werden am Stahl Cf53 Härten von über 500 HV1 erzeugt. Diese Härtewerte konnten durch das Festwalzen nicht realisiert werden. Aus diesem Grund wurden die Untersuchungen an einer höheren Anzahl von Bauteilen durchgeführt. Zusätzlich sollte die Eignung eines anderen bei ECOROLL entwickelten Werkzeugs überprüft werden. Der alternative „Prozess Machine Hammer Peening“ (MHP) ist grundsätzlich in der Lage, durch hohe Schlagenergien E_s eine hohe Beeinflussung der Randzone zu erzielen (Bild 4-88). Bei der Festwalzbearbeitung ohne hämmern lagen die Durcheigenspannungen bei ca. 385 MPa bei der bereits beschriebenen Oberflächenhärte von durchschnittlich 292 HV1. Durch Hämmern konnte eine signifikante Steigerung der oberflächennahen Druckeigenspannungen erzielt werden. Bei der dargestellten Druckeigenspannungserhöhung von bis zu 700 MPa konnte eine Aufhärtung auf ca. 450 HV1 erzielt werden.

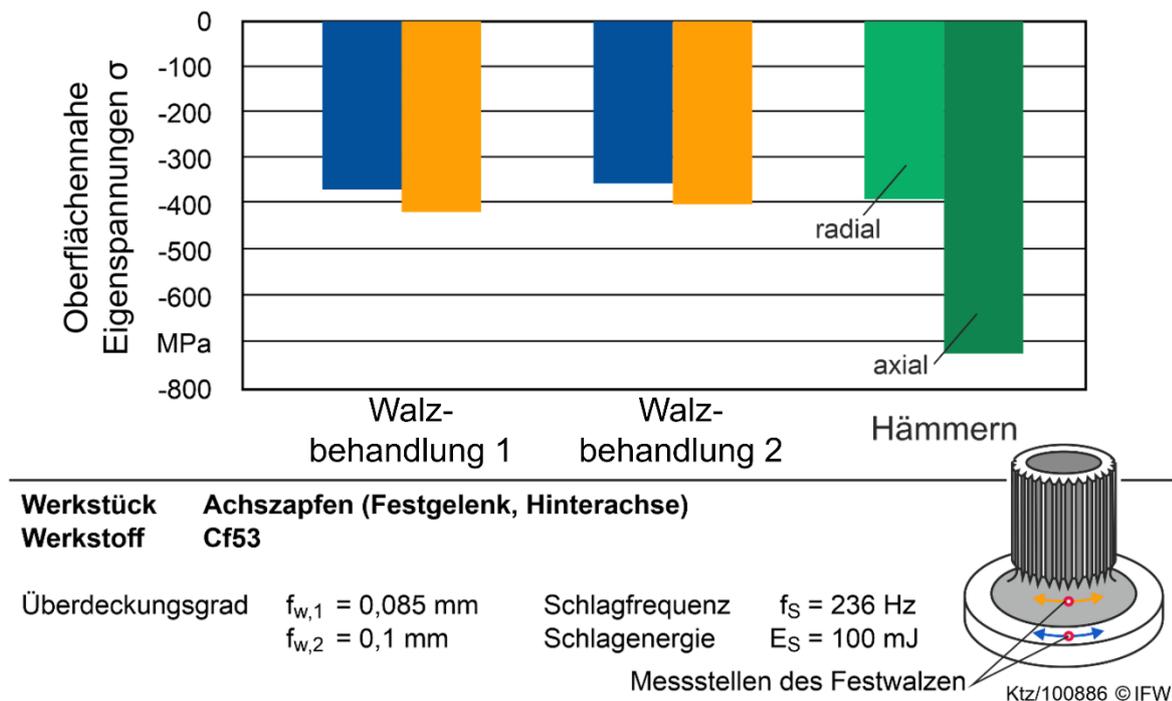


Bild 4-88: ESP-Messungen der mechanisch bearbeiteten Achszapfen

Für die Erprobung der mechanischen Härtung wurden Achszapfen aus der Serienfertigung von Volkswagen entnommen. Bei diesen ist die spanende Formgebung bereits erfolgt und die Laufbahnen waren gehärtet. Lediglich die Wärmebehandlung an der Radlageranlagefläche wurde ausgelassen. Zur Bearbeitung dieser Bauteile wurde ein ECOROLL EG45 – 40M-Werkzeug verwendet. Hiermit ist eine Walzbearbeitung im Radienbereich möglich und die vorab definierte Bedingung „Verzicht auf Kühlschmiermittel während der Bearbeitung in Werkzeugmaschinen“ konnte erfüllt werden (Bild 4-89). Dadurch konnten dann beide Achszapfengeometrien A und B bearbeitet werden.

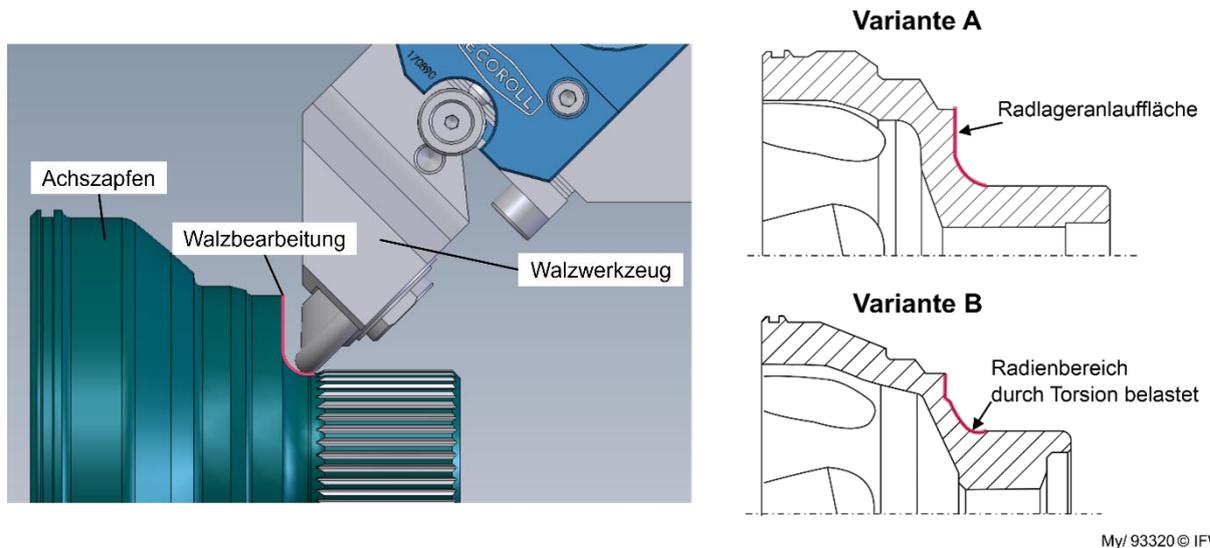


Bild 4-89: ECOROLL Walzwerkzeug mit angepasster Walzengeometrie

Um die Energieeffizienz zu steigern, kann eine Beschleunigung der Bearbeitung durch paralleles Anwenden von zwei Walzen vorgesehen werden. Damit wird die Bearbeitungsdauer halbiert und der Energieverbrauch und die Taktzeit werden reduziert. Voraussetzung für diese Bearbeitungsoptimierung ist eine Werkzeugmaschine mit zwei simultan verfahrenen Werkzeugachsen. In Bild 4-90 ist das Doppelwalzenprinzip skizziert.

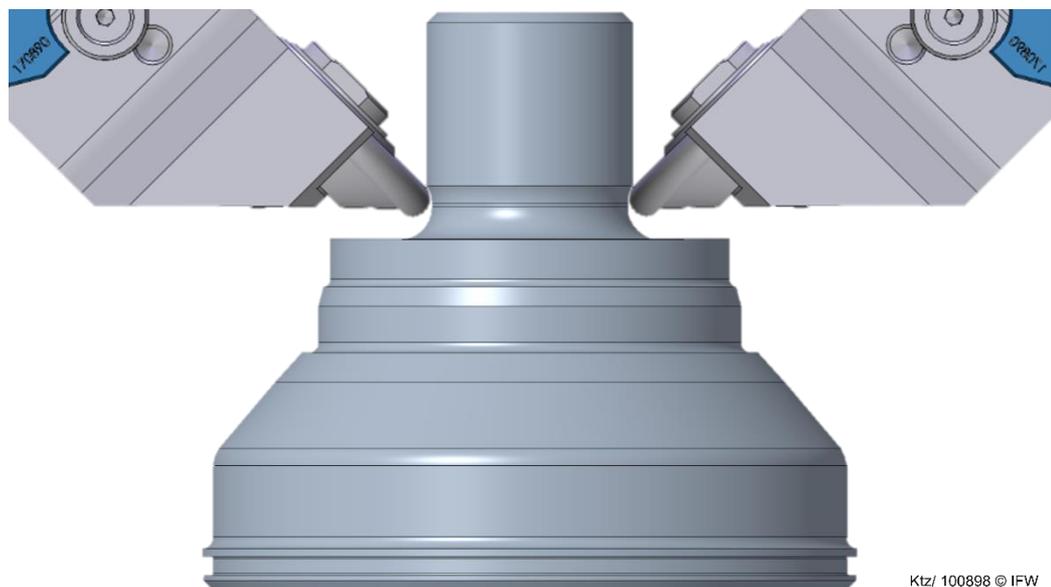


Bild 4-90: Walzprinzip zur energieoptimierten Achszapfenbearbeitung

Die Einsatzuntersuchungen der verfestigten Achszapfen erfolgten mit chargengleichen Serienteilen im Versuchsfeld der Komponentenentwicklung des Volkswagenkonzerns. Bei der dynamischen Erprobung erreichten, mit Ausnahme von einem Prototyp dessen Anlauffläche festgewalzt wurde, alle Bauteile die geforderten 300.000 Wechselzyklen bei einer eingestellten Frequenz von 6 Hz und einer Amplitude von 1.568 Nm. Das verbleibende Lösemoment der Radlagerschraube erzielte nach der Erprobung der Serienbauteile noch > 400 Nm, d.h. dass kein Verrutschen oder Lösen der Radlager während der Erprobung aufgetreten ist. Die nicht verfestigten Achszapfen zeigten nach der Erprobung ein Lösemoment von 300 ± 31 Nm und bereits leichten Passungsrost im Radius von Achszapfen zu Radlageranlauffläche. Dies lässt

auf ein Lösen der Verbindung während der Erprobung schließen und führt schlussendlich zu einem früheren Versagen. Die festgewalzten Achszapfen erreichten nach der Erprobung ein restliches Lösemoment von 45 ± 5 Nm und ebenfalls auffällige Roststellen in der Reibfläche. Diese Reibkorrosion entsteht durch minimale Schwingungen, Vibrationen oder Schlupf zwischen Komponenten und ist ein Indikator für das unzulässige Lösen der Verschraubung.



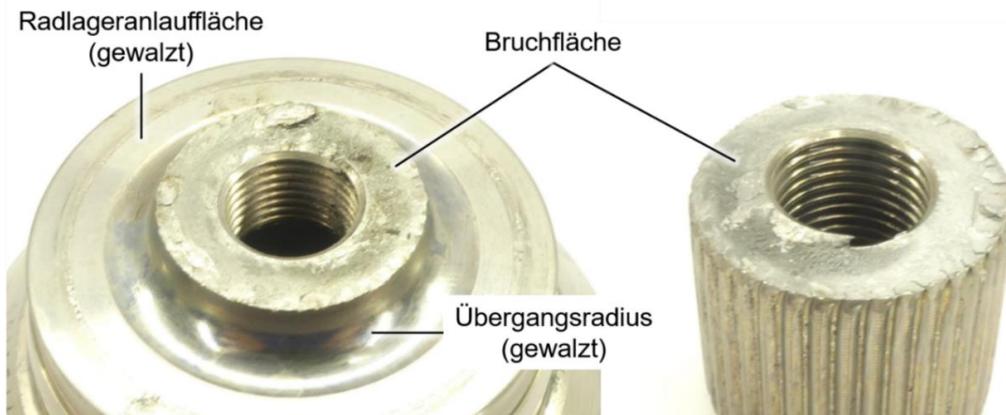
Ktz/ 100899 © IFW

Bild 4-91: Passungsrost an den Radlagerersatzkörpern nach der dynamischen Wechsellasterprobung der gewalzten (links) und der außen weichen Achszapfen (rechts)

Nach der dynamischen Wechsellasterprobung erfolgte die Erprobung des statischen Torsionsbruchmoments. Dabei konnte keine Steigerung des maximal übertragbaren Moments bei den festgewalzten Achszapfen im Vergleich zum außen unbearbeiteten Achszapfen erzielt werden (Tabelle 4-13). Die initiale Bruchfläche lag in beiden Fällen im Bereich des Verzahnungsbeginns und somit bei den mechanisch verfestigten Bauteilen im Auslauf des festgewalzten Bereichs (Bild 4-92).

Tabelle 4-13: Ergebnisse der statischen Torsionsprüfung der unterschiedlich bearbeiteten Achszapfen

Zustand	Moment bei Fließbeginn	Moment bei 2° plastischer Verformung	Bruchmoment
gehärtet	-	-	5.704 ± 285 Nm
gewalzt	1.835 ± 374 Nm	2.374 ± 42 Nm	3.069 ± 36 Nm
weich	1.922 ± 82 Nm	2.424 ± 43 Nm	3.034 ± 114 Nm



Ktz/ 100901 © IFW

Bild 4-92: Bruchbild der festgewalzten Achszapfen

Somit kann festgehalten werden: Das Festwalzen erreicht die geforderten Festigkeiten. Die kritische Torsionsspannung entsteht jedoch in einem Bereich, der aus funktionellen Gründen nicht bearbeitet werden kann. Durch das im Vorfeld aufgestellte FEM Modell konnte ermittelt werden, wie die Materialstärken erhöht werden müssen, um außen ungehärtete Bauteile einzusetzen. Durch die Eliminierung des thermischen Härtens an der äußeren Geometrie des Achszapfens würde somit ca. 15 % mehr Materialaufwand benötigt werden, wodurch sich sowohl der Materialaufwand bei der Herstellung als auch das Bauteilgewicht in der Nutzungsphase erhöhen würde (Bild 4-93). Daraus resultiert, dass die thermische Härtung an diesem Bauteil wegen der geforderten Energieoptimierung nicht entfallen kann.

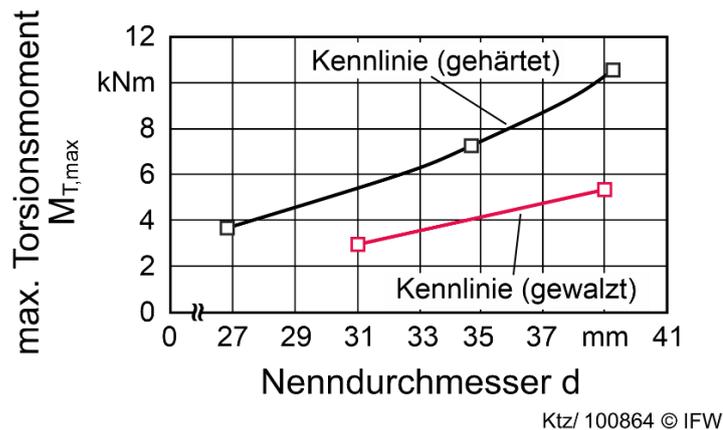


Bild 4-93: Einfluss des Nenndurchmessers der Verzahnung auf das maximal ertragbare Torsionsmoment bei thermisch (schwarz) und mechanisch / nicht verfestigten Bauteilen (rot)

4.5.2 Reibungsreduzierung der Gelenkbauteile

Ziel der Untersuchung ist es, im Stillstand ein Schmierstoffreservoir innerhalb des tribologischen Kontakts der Gleichlaufgelenke zu schaffen und bei niedrigen Relativgeschwindigkeiten eine verbesserte Schmierfilmbildung zu erreichen. In diesem Teilvorhaben wurden deshalb Mikrostrukturen für Gleichlaufgelenkwellen und Kugelkäfige untersucht. Dazu wurde in einem ersten Schritt am IMKT ein Milli Tribometer zur Qualifizierung der Strukturen eingesetzt.



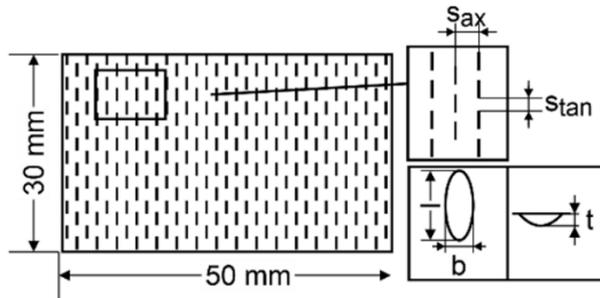
My/93270 © IFW

Bild 4-94: Aufbau des Milli Tribometers am IMKT

Vorbereitend wurden vier verschiedene Proben durch Einzahnfräsen am IFW erzeugt. Die Einstellgrößen variierten dabei in dem Abstand der Strukturen zueinander, in der Tiefe und Breite der Mikrostrukturen (Tabelle 4-14, Bild 4-95). Diese Proben wurden bei unterschiedlichen Belastungen an dem Milli Tribometer im oszillierenden Pin-on-Plate-Versuch untersucht. Eine feste Kugel wird hierbei mit einer definierten Kraft belastet und ein Gegenkörper oszillierend gegenüber der Kugeloberfläche verfahren. Als Schmierfilm wurde das synthetische Gleitlagerfett ISOFLEX TOPAS NB 52, NB 152 von Klüber Lubrication eingesetzt.

Tabelle 4-14: Tabellarische Auflistung der eingebrachten Mikrostrukturen

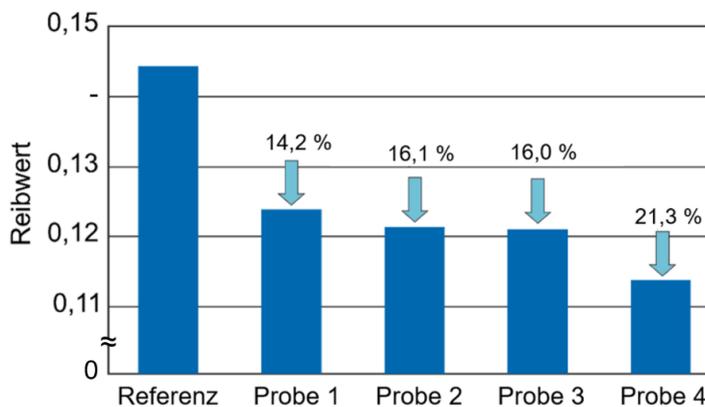
Variante	Breite b	Tiefe t	Abstand s _{ax}	Abstand s _{tan}	Länge l
1	20 µm	5 µm	40 µm	1.000 µm	1.000 µm
2			100 µm		
3	70 µm	20 µm	40 µm		
4			100 µm		



My/93270© IFW

Bild 4-95: Probenvariation der eingebrachten Mikrostrukturen

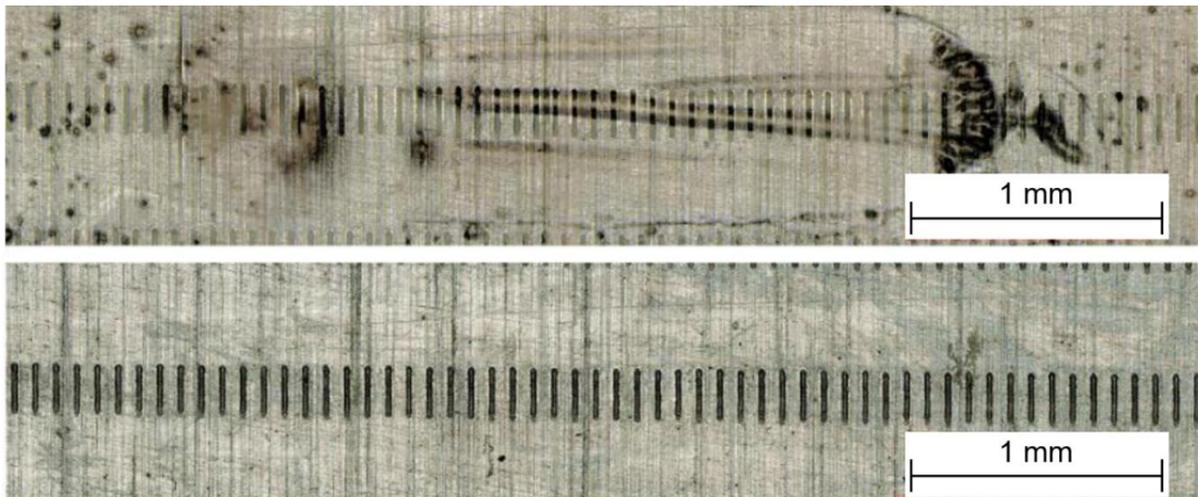
Bild 4-96 zeigt Ergebnisse für Versuche auf den Probenoberflächen bei einer Pressung von 660 MPa, orientiert an den Realbelastungen im Gelenk. Dabei wurde der mittlere Reibwert μ über den oszillierenden Probekörper (Stahlkugel mit 6 mm Durchmesser mit einem Hubweg l_H von 2 mm) bei einer Strecke s von 300 m und bei einer Geschwindigkeit v von 8 mm/s ermittelt. Im Milli Tribometer besteht ein reiner Gleitkontakt, so dass gegenüber dem Wälzkontakt im Gleichlaufgelenk höhere Reibkräfte auftreten. Es wird deutlich, dass eine Reibreduktion bei der Verwendung der Mikrostrukturen resultiert.



Ktz/100895 © IFW

Bild 4-96: Reibwerte der untersuchte strukturierten Proben 1 bis 4 aus Milli Tribometer Versuchen am IMKT im Vergleich zur unstrukturierten Referenz

Bild 4-97 zeigt exemplarisch die Strukturen nach den experimentellen Untersuchungen. In der oberen Abbildung ist die Oberfläche vor Entfernung des Fettfilmes gezeigt. Gut erkennbar ist, dass der Reibkontakt direkt auf den Strukturen stattfand und Schmierfett aus dem Kontakt verdrängt wurde. Die Mikrostrukturen dienen als Schmierstoffreservoir für den abwälzenden Körper bzw. die Kugeln. Anhand der unteren, entfetteten Abbildung ist zu erkennen, dass kaum Verschleiß an den Proben auftritt.



Ktz/ 100902 © IFW

Bild 4-97: Mikrostrukturen der Probe 2 direkt nach den Milli Tribometer Untersuchungen am IMKT (oben) und entfettet (unten)

Um die Wirkung der Schmieraschen näher zu betrachten, wurden mit Ansys-Fluent Simulationen (Bild 4-98) durchgeführt. Dabei wurde die Verformung unter Belastung im Gleitkontakt in Ansys Mechanical mit einer CFD-Simulation in Ansys fluent gekoppelt. Es zeigt sich, dass erst bei höheren Gleitgeschwindigkeiten $v > 1,5$ m/s ein positiver Effekt bei den Schmieraschen zum Druckaufbau zu erwarten ist. Hier erweisen sich kleine Schmieraschen mit einer Länge $l = 4$ μm und einer Tiefe $t = 2$ μm mit einem positiven Druckaufbau gegenüber nichtstrukturierter Flächen als vorteilhaft (Tabelle 4-15 und Bild 4-98, Fall IV-4). Das heißt, bei den oszillierenden Bewegungen mit langsameren Gleitgeschwindigkeiten dienen die Schmieraschen als Schmierstoffreservoir und stellen im Gleitkontakt zusätzlichen Schmierstoff zur Verfügung.

Tabelle 4-15: Tabellarische Auflistung der eingebrachten Mikrostrukturen

Größe der Strukturen	Max. Druck im Schmierspalt	Beschriftung in Bild 4-98
20 μm lang, 5 μm tief	0,51 GPa	I-4
10 μm lang, 1 μm tief	0,6 GPa	II-4
20 μm lang, 5 μm tief	0,48 GPa	III-3
4 μm lang, 2 μm tief	0,86 GPa	IV-4
nicht strukturiert	0,77 GPa	G-4

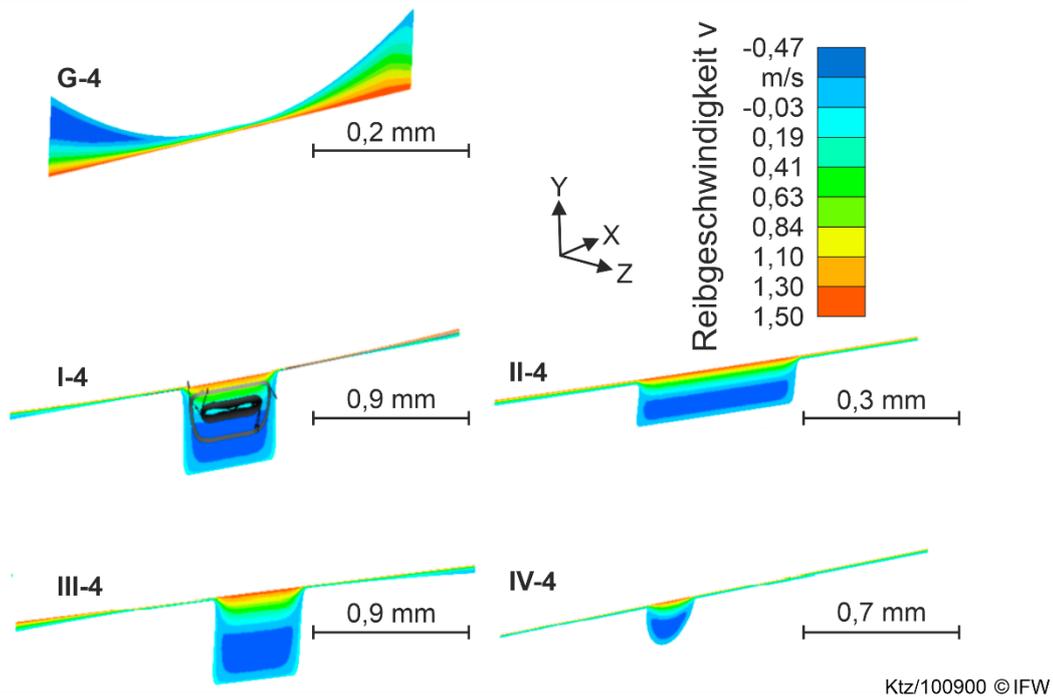
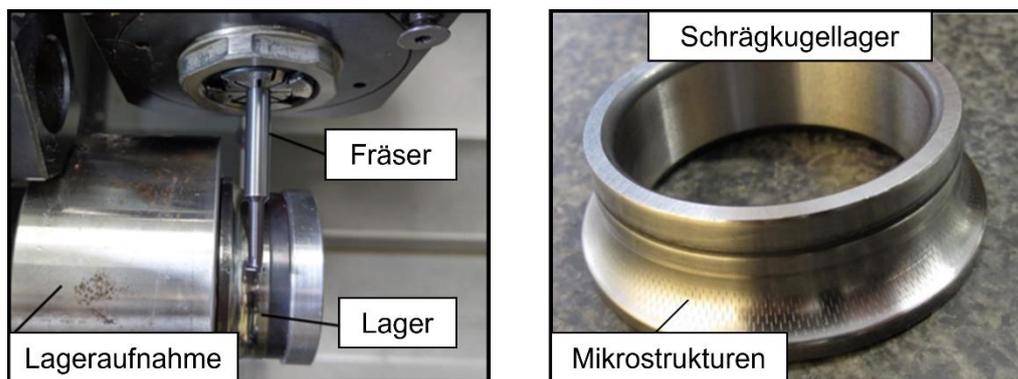


Bild 4-98: Simulationen zum Einfluss von Schmieraschen am IMKT bei einer Gleitgeschwindigkeit von 1,5 m/s, positiver Druckaufbau bei kleinen Schmieraschen wie im Falle von IV-4

Basierend auf den Simulationsergebnissen wurden die Mikrostrukturen in Schrägkugellager Typ NU7208 am IFW durch Einzahnfräsen eingebracht. Dies stellt eine Analogie zum Gleichlaufgelenk dar. Damit konnte die gesamte Laufbahn mit der schrägen Oberfläche wie bei den betrachteten Platten strukturiert werden. Um die Lager bei kleinen Schwenkwinkeln betreiben zu können, wurde beim IMKT ein Prüfstand gebaut. An den Umkehrpunkten der Schwenkbewegung ist die Geschwindigkeit der Kugeln gleich Null und das Risiko einer erhöhten Reibung größer.



Ktz/ 100903 © IFW

Bild 4-99: Versuchsaufbau beim Strukturieren und resultierendes, strukturiertes Schrägkugellager

Es konnte für die Schrägkugellager eine Reduzierung des Reibmoments durch die Mikrostrukturierung gemessen werden. Bild 4-100 zeigt für eine Schwenkfrequenz von 0,2 Hz die Messungen der jeweiligen Reibmomente über den Schwenkwinkel für ein

Referenzlagerpaar und strukturierte Lagerpaare. Die Parameter wurden auf Basis der Erkenntnisse von Voruntersuchungen (DFG Schwerpunktprogramm 1551 [PAP18]) gewählt, in denen das Reibmoment mit einer Pressung $p_{\text{Lag}} = 1,5 \text{ GPa}$ bei einem Schwenkwinkel $\varphi = 48^\circ$ bei parallel eingebrachten Mikrostrukturen um bis zu 55 % reduziert werden konnte. Bei gleichartigen, versetzten Strukturen reduziert sich das Reibmoment innerhalb des TP3 um weitere 24 % auf bis zu 79 %.

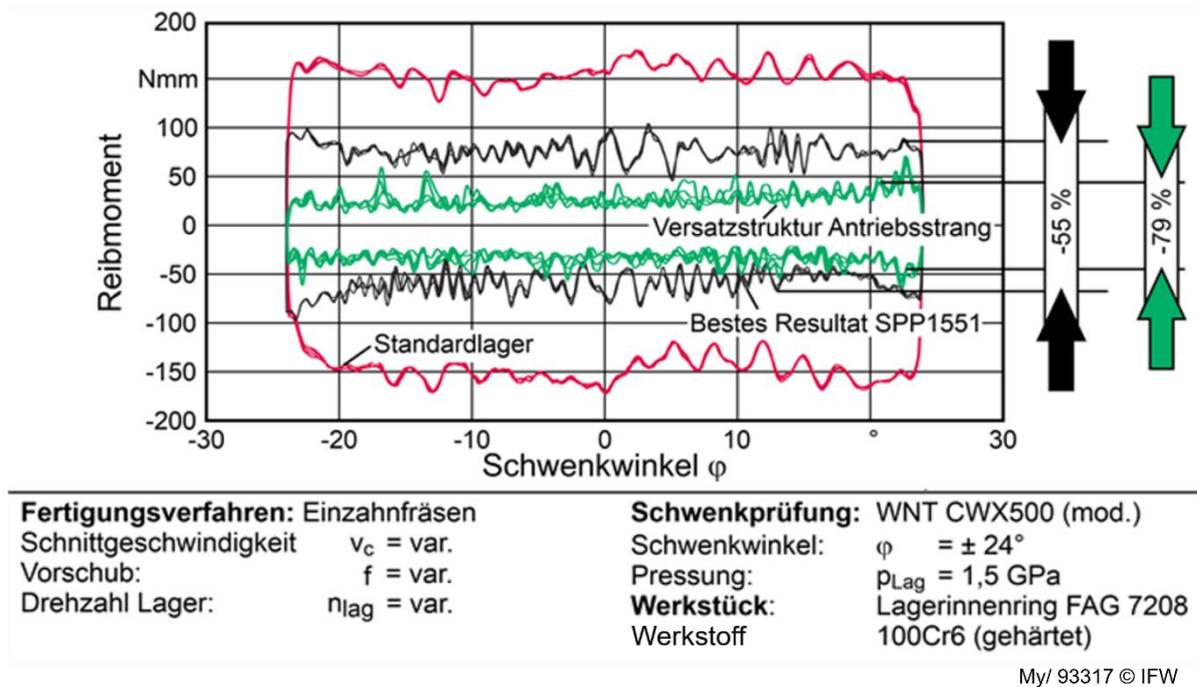


Bild 4-100: Reibmomentenanalyse der quantitativ wirksamsten Mikrostrukturen

An einem Realbauteil wurden die Mikrostrukturen auf einer Lasertec 50 Shape der DMG MORI Ultrasonic Lasertec GmbH durch Laserablation eingebracht. Die Mikrostrukturen waren im Mittel 0,67 mm lang und 0,2 mm breit. Die Grundform ist oval, der Strukturgrund ist eben und ca. $10 \mu\text{m}$ tief (Bild 4-101). Die Strukturen zeigten keinen erhöhten Grat am Rand gegenüber den Grundflächen der Bauteile. Der Abstand der Strukturen zueinander betrug in Längsrichtung ca. 0,12 mm und in Querrichtung 0,25 mm.

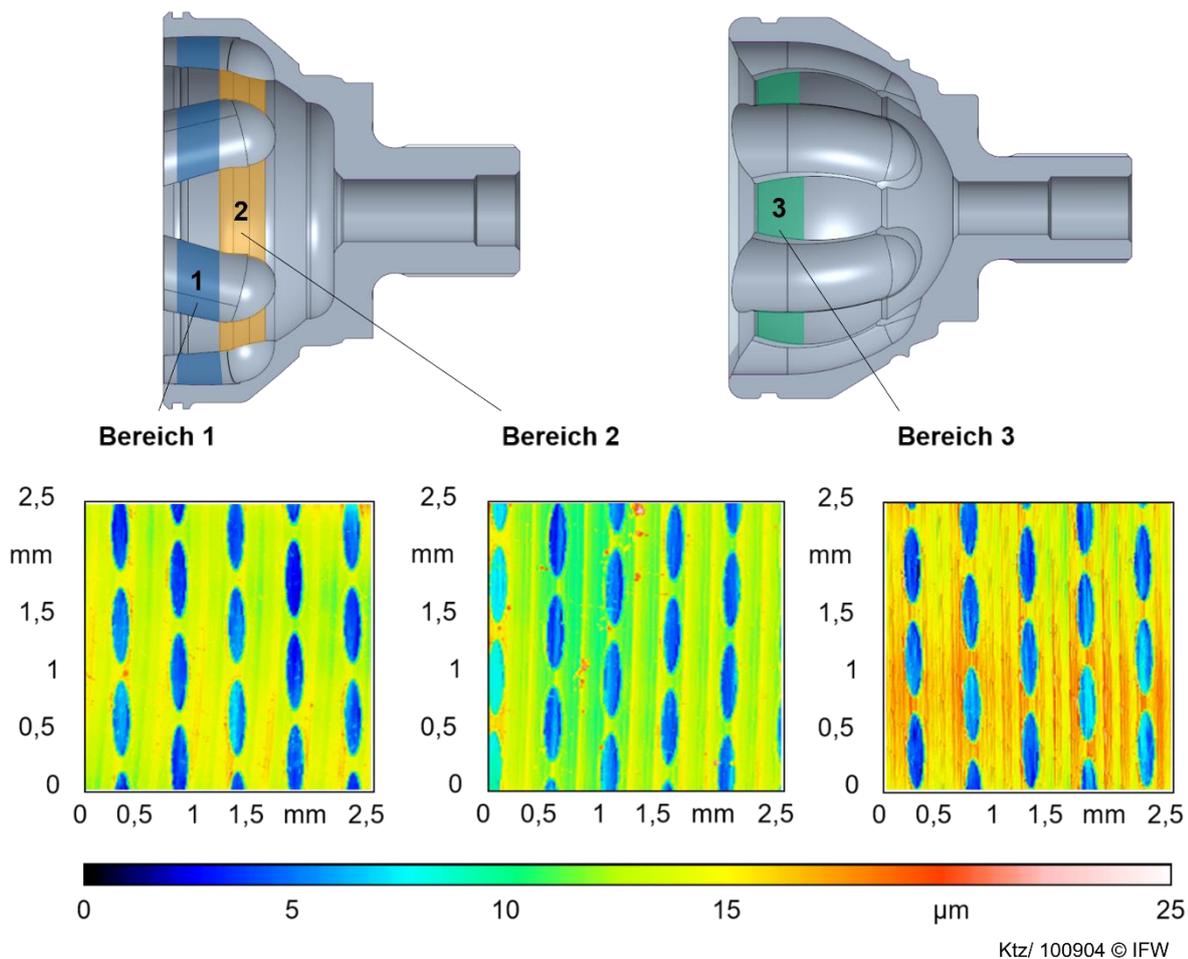
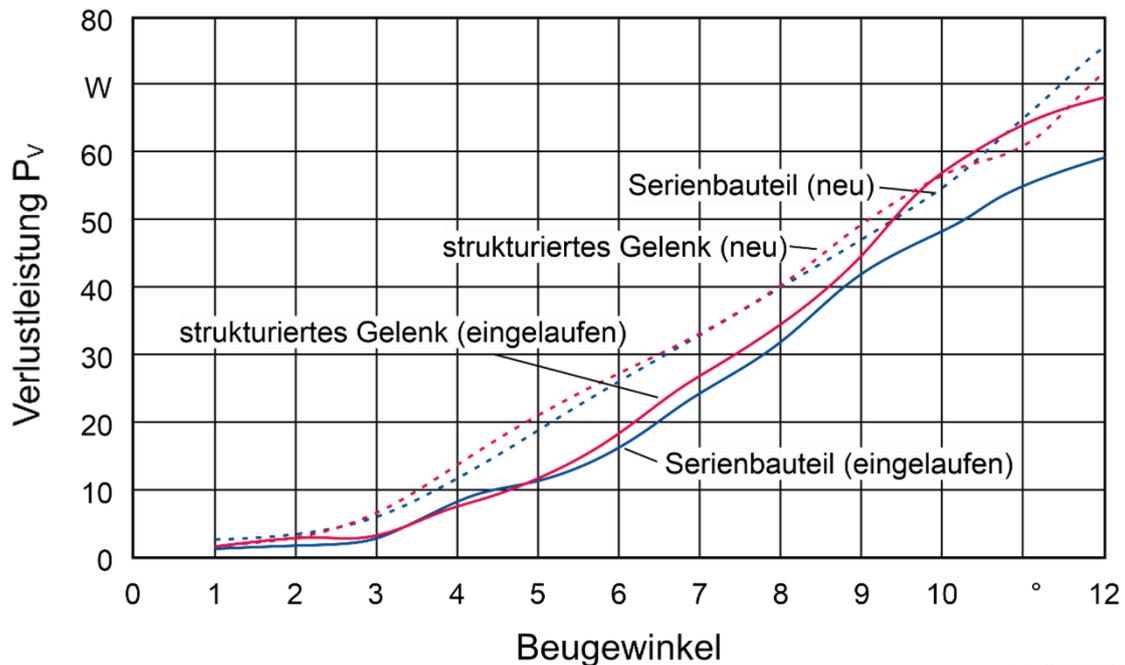


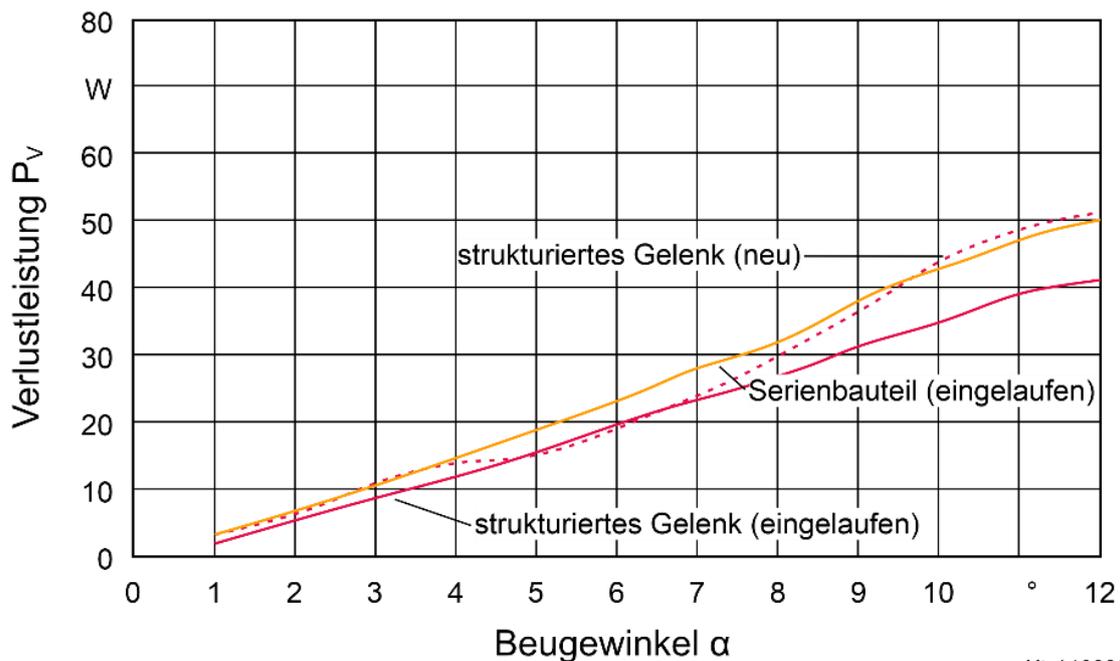
Bild 4-101: Prozessergebnis der durch Laserablation erzeugten Mikrostrukturen in Festgelenken der Bereiche 1 und 2 der Hinterachse (links) und Bereich 3 der Vorderachse (rechts)

Die strukturierten Bauteile wurden im Versuchsfeld der Volkswagen Komponentenentwicklung in Wolfsburg auf einem Lebensdauerprüfstand erprobt. Dabei wurden jeweils acht strukturierte Gelenke mit acht nichtstrukturierten Seriengelenken derselben Charge verglichen. Es wurde der gesetzlich vorgegebene „Worldwide Harmonised Light-Duty Vehicles Test Procedure“, kurz WLTP-Zyklus, bei den ganzzahligen Beugewinkeln von 0° bis 12° gefahren und ein Mittelwert der Verlustleistung P_V je Beugewinkel gebildet. Die Ergebnisse der jeweiligen Strukturen sind in Bild 4-102 und Bild 4-103 zu sehen. Neue Gelenke haben die Eigenschaft, dass sich ihre Laufeigenschaften innerhalb der ersten Laufstunden verändern. Dieses Verhalten wird als Einlauf bezeichnet, wobei das Fett im gesamten Gelenk gleichmäßig verteilt wird und Unebenheiten an den Kontaktflächen eingeebnet werden. Nach ca. 48 Stunden im Prüfzyklus bzw. über 10.000 km Laufleistung tritt ein näherungsweise linearer Bereich ein, ab dem sich die Laufeigenschaften bis zum progressiven Bereich durch Schädigung der Komponenten nicht mehr verändern. Nach diesem Einlaufvorgang der Gelenke ist die Verlustleistung P_V in Abhängigkeit des Gelenktyps bei den Komponenten der Volkswagen AG um bis zu 20 % reduziert. In Bild 4-102 und Bild 4-103 wird zwischen dem eingelaufenem und dem neuen Gelenk unterschieden. Mit zunehmendem Beugewinkel des Gelenkes steigt die Verlustleistung P_V .

Die hier untersuchten Vorderachsgelenke der Volkswagen AG besitzen einen Einbauwinkel zwischen 8° und 12° . Wie in Bild 4-102 zu sehen, ist die Verlustleistung P_V hier am höchsten innerhalb des betrachteten Beugewinkelbereichs. Nach dem Einlauf ist die Verlustleistung im unteren Beugewinkelbereich geringer als im Neuzustand, was sich im oberen Bereich wieder angleicht. Im Vergleich zu den nichtstrukturierten Seriengelenken besitzen die strukturierten Gelenke eine tendenziell höhere Verlustleistung P_V . Aufgrund der negativen Auswirkungen wurde die Strukturierung der Käfigfläche bei allen betrachteten Gelenken nicht weiter untersucht.



Ktz/ 100891 © IFW

Bild 4-102: Verlustleistung P_V infolge von Gelenkreibung in Vorderachsgelenken

Ktz/ 100891 © IFW

Bild 4-103: Verlustleistung P_V infolge von Gelenkreibung in Hinterachsgelenken

Im Vergleich zur Vorderachse sind die Beugewinkel in der Hinterachse mit 4° bis 6° geringer. Die Bewegung der Kugel in den Kugellaufbahnen setzt sich dabei aus Gleit- und Rollreibung zusammen und ist aufgrund der Kontur eine rein lineare Bewegung. Die applizierten Mikrostrukturen konnten somit ideal zur Wirkrichtung ausgerichtet werden. In Bild 4-103 ist für das strukturierte Gelenk eine um 20 % reduzierte Verlustleistung P_V zu erkennen.

Die Verringerung der Reibungsminimierung gemäß Bild 4-100 von theoretisch 79 % auf ca. 20 % resultiert aus der Wirkungsweise der Festgelenke. Die Festgelenkreibung dieser Baugruppe setzt sich zu 30 % aus Käfigreibung und 70 % Kugelbahnreibung zusammen. Die Kugelbahnreibung ist durch zwei Laufbahnpaarungen (Kugelnabe und Achszapfen) definiert und beeinflusst die Gesamtreduzierung bei einseitiger Strukturierung nur zu 50 %. Dadurch reduziert sich die maximal erreichbare Minderung von 79 % auf ca. 27 %, d.h. die realen Ergebnisse weichen um 7 % von den vereinfachten Tribometer Prüfstandsdaten ab. Anschließend wurden Lebensdauererprobungen an den Hinterachsgelenken durchgeführt. Dabei wurden jeweils vier strukturierte und vier Serienbauteile gegenübergestellt. Nach über 200.000 km unter kundenahen Prüfstandsbedingungen ohne Ausfall wurden die Gelenke auseinander gebaut und untersucht. An jeweils einem Bauteil konnte abrasiver Verschleiß beobachtet werden, der jedoch nicht zum Gelenkausfall führte. Bild 4-104 zeigt den Kugelkontaktpunkt der Laufbahnen in Einbaulage und somit den statistisch am höchsten belasteten Punkt der Kugellaufbahn, an dem die Laufbahnschädigung am größten ausfällt.

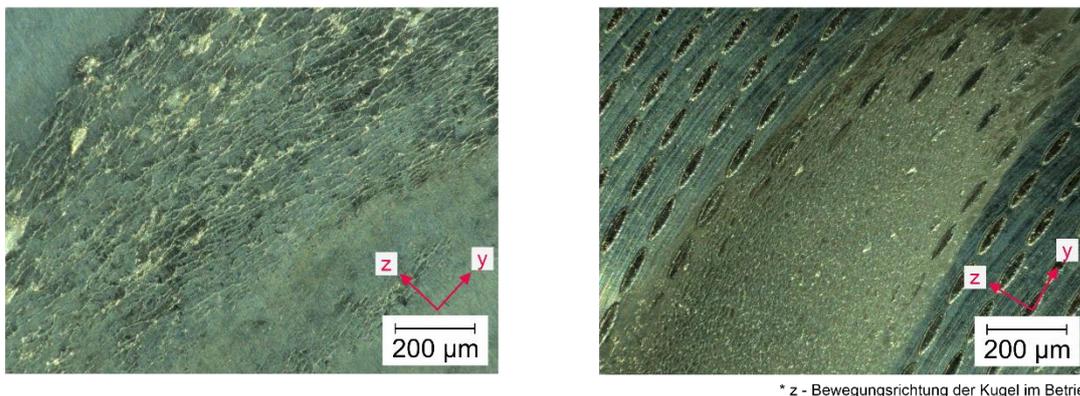


Bild 4-104: Mikroskopaufnahmen der Kugellaufbahn im Kugelkontakt nach der Lebensdauererprobung des Serien- (links) und mikrostrukturierten Gelenks (rechts)

Die Untersuchungen zeigen, dass durch eine gezielt ausgelegte Strukturierung in den Laufbahnen von Gleichlaufgelenken der Wirkungsgrad dieser Komponenten effektiv gesteigert werden kann, ohne dabei die Lebensdauer messbar zu reduzieren. Die im Vorfeld durchgeführten Analogieversuche des IMKT zeigen mit einer Abweichung von ca. 7 % sehr gut übertragbare Ergebnisse zur ressourceneffizienten Auslegung der optimierten Strukturanordnung.

4.5.3 Technologische Anpassungen der Kugelnaben

Für die Nutzungsphase war innerhalb des Projekts eine Gewichtsreduktion der Kugelnabe von Interesse. Deshalb wurden zwei verschiedenen Konzepte erprobt. Im ersten Schritt wurde das Downsizingpotential untersucht. Da als erstes der Kugelkäfig ausfällt, wurde um die Belastung zu senken, der Steigungswinkel α der Laufbahnen angepasst. Dadurch sinkt bei gleichbleibendem Drehmoment M_T , Anzahl der Kugeln n_{Kugel} , Teilkreisdurchmesser PCD und Kontaktwinkel der Kugeln in der Laufbahn κ die maximale Kugelnormalkraft $F_{N,\text{Kugel}}$ wie folgt:

$$F_{N,Kugel} = \frac{2 \cdot M_T}{n_{Kugel} \cdot PCD \cdot \sin \kappa \cdot \cos \alpha} \quad (4-23)$$

Bei gleichbleibendem Kugeldurchmesser d_b lässt sich die maximale Hertzsche Pressung P_0 auf die Laufbahnfläche gemäß [SEH02] nach folgender Gleichung bestimmen:

$$P_0 = \frac{858}{\mu\nu} \cdot \sqrt[3]{F_{N,Kugel} \cdot \left(\frac{2,0582}{d_b}\right)^2} \quad (4-24)$$

Die Belastung auf den Kugelkäfig lässt sich über die Kugelkäfigzerreißkraft $F_{Zerrei\beta}$ wie folgt ermitteln:

$$F_{Zerrei\beta} = \frac{12 \cdot M_T \cdot \tan \alpha}{n_{Kugel} \cdot PCD} \quad (4-25)$$

Die maximale Hertzsche Pressung der Käfigfläche $P_{Fenster}$ bestimmt sich dann über die Druckfläche des Käfigfensters $A_{Kontakt}$ wie folgt:

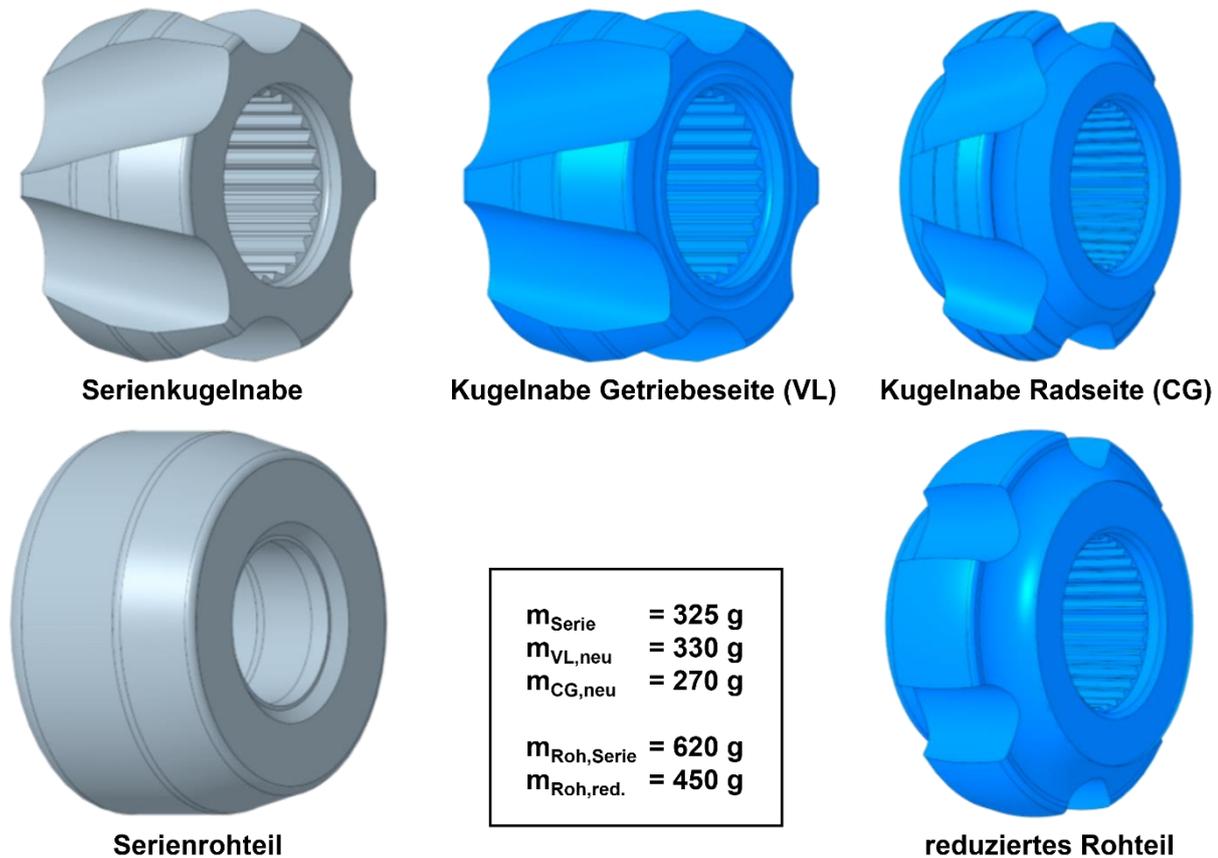
$$P_{Fenster} = 1,5 \cdot \frac{\frac{M_T}{n_{Kugel} \cdot PCD \cdot \tan \alpha}}{A_{Kontakt}^2 \cdot \pi} \quad (4-26)$$

Im konkreten Beispiel der Verringerung der Laufbahnwinkel von 14° auf 11° reduzieren sich die Belastungen auf die Kugelnabe nur geringfügig. Dagegen sinkt die Käfigzerreißkraft um ca. 23 % und die Hertzsche Pressung der Käfigfläche um 10 %. Eine weitere Reduzierung der Laufbahnsteigung ist aufgrund zu großer funktioneller und vorrangig akustischer Einschränkungen der Gesamtkomponente nicht möglich. Die Reduzierung der entsprechenden Kräfte und Pressungen sind Tabelle 4-16 zu entnehmen. Aus den Ergebnissen resultiert eine Lebensdauersteigerung der kritischen Komponente bei gleichbleibendem Materialaufwand. Im Umkehrschluss kann die ZSB-Komponente um ca. 5 % im Bauteilvolumen reduziert werden.

Tabelle 4-16: Reduzierung der Komponentenbelastung gemäß Hertzscher Pressung

Laufbahnsteigung α	Max. Kugelnormalkraft $F_{N,Kugel}$	Hertzsche Pressung P_0	Kugelkäfigzerreißkraft $F_{Zerrei\beta}$	Hertzsche Pressung $P_{Fenster}$
14°	34,0 kN	3.570 N/mm ²	31,7 kN	6.002 N/mm ²
13°	33,8 kN	3.565 N/mm ²	29,4 kN	5.850 N/mm ²
12°	33,7 kN	3.560 N/mm ²	27,0 kN	5.691 N/mm ²
11°	33,6 kN	3.556 N/mm ²	24,7 kN	5.524 N/mm ²

Die aktuelle Serienkugelnabe ist in der Vorder- und Hinterachse verbaut. Sie ist daher ein Gleichteil. Neuartige Kugelnaben mit reduzierter Laufbahnsteigung α können aufgrund der benötigten Beugewinkel bei Lenkbewegungen ausschließlich in der Hinterachse verbaut werden. Zudem besteht die Gelenkwelle aus dem radseitigen Festgelenk (CG) und dem getriebeseitigen Verschiebegelenk (VL). Das Festgelenk erfährt gegenüber dem Verschiebegelenk generell geringere Beugewinkel. Dadurch lässt sich der genutzte Laufbahnbereich deutlich reduzieren. Diese Anforderung konnte in Form von kürzer ausgeführten Laufbahnen in der konstruktiven Anpassung neuartiger, massereduzierter Kugelnaben berücksichtigt werden (Bild 4-105).



Ktz/ 100869 © IFW

Bild 4-105: Auflistung aller Varianten der Kugelnaben und Rohlinge nach gewichts- und belastungsorientierten Optimierungen

Die Masse der Kugelnaben wurde gemäß Bild 4-106 um 20 % reduziert. Ausgehend von vier verbauten Kugelnaben je Auto kann das Gewicht um 100 g gemindert werden. Die Reduktion der Masse geht allerdings mit einer Steigerung der Variantenzahl einher. Das Schmiedeteil des hinteren radseitigen Festgelenks (CG) kann um 170 g verringert werden, wodurch auch der Energiebedarf für dieses Bauteil reduziert wird. Im zweiten Schritt wurden Untersuchungen zur Wälzfestigkeitssteigerung der Kugelnaben durchgeführt. Dafür wurde von der ECOROLL AG ein rotierendes Fräs-Walzwerkzeug gebaut (Bild 4-106). Dieses Werkzeug ermöglicht durch die vom Kugelbahnfräsen abgeleitete Kinematik eine Walzbearbeitung der Kugellaufbahnen. Mit dem Walzwerkzeug wurden acht Kugelnaben am IFW an einer DMG Mori NTX 1000 bearbeitet. Dabei wurde die funktionell bedingte elliptische Laufbahngeometrie nicht beeinträchtigt, bei gleichzeitiger Einebnung des Höhenprofils der Laufbahn (Bild 4-107). Bei allen Bauteilen wurde der Teilkreisdurchmesser der Kugelnaben um 10 µm reduziert, was bei der vorherigen Fertigung berücksichtigt werden musste.

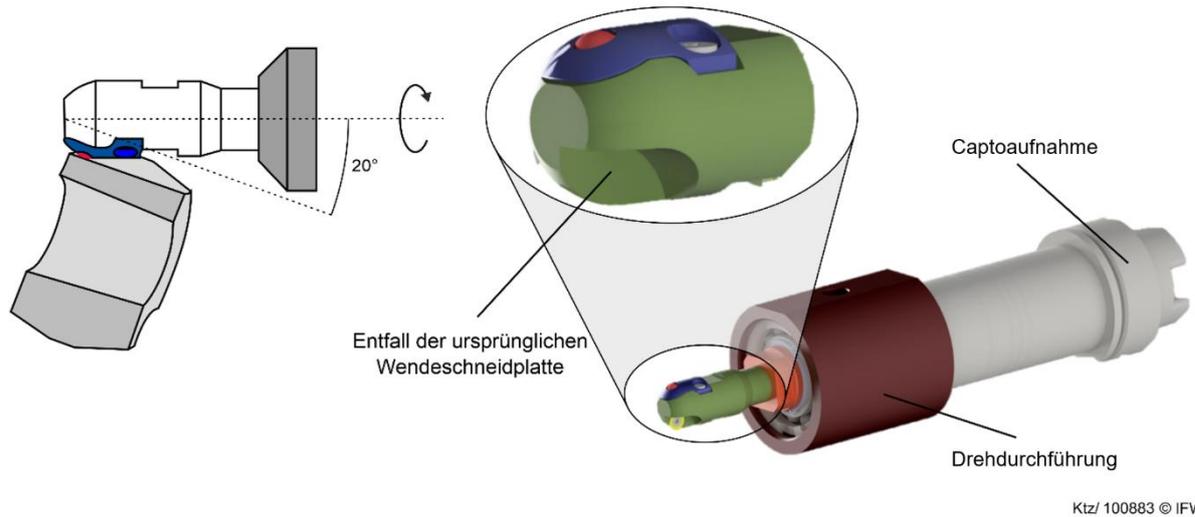
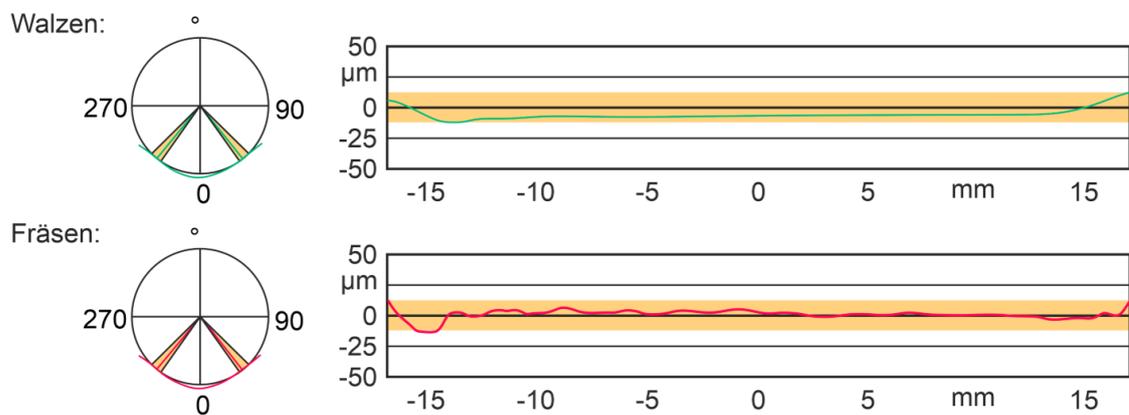


Bild 4-106: Walz-Fräswerkzeug zur energieeffizienten Bearbeitung von Kugellaufbahnen



Auswertung der Fräserversuche

Schnittgeschw. $v_{c,Walzen} = 0,5 \text{ m/min}$ Walzkugel = HG6
 $v_{c,Fräsen} = 240 \text{ m/min}$ Druck $p_w = 300\text{bar}$
 Zahnvorschub $f_{z,Walzen} = 0,1 \text{ mm/Zahn}$
 $f_{z,Fräsen} = 0,1 \text{ mm/Zahn}$

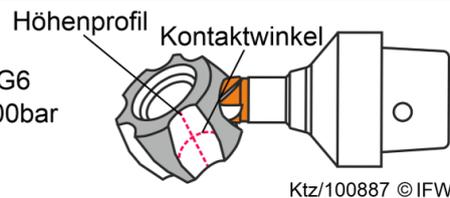
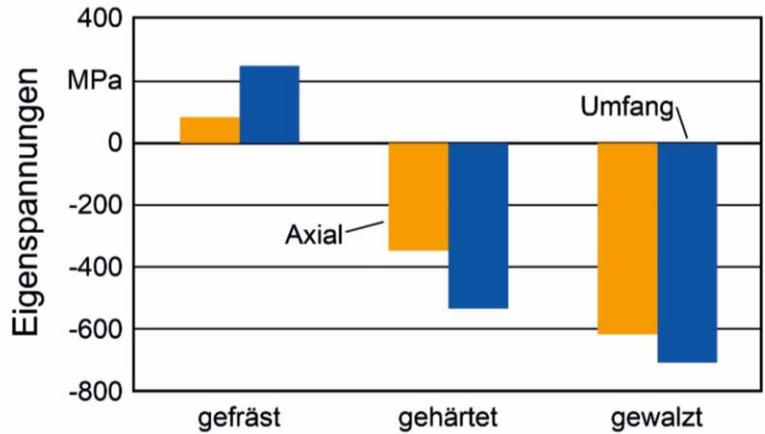


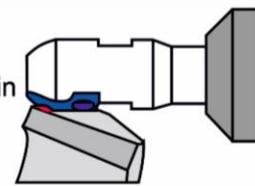
Bild 4-107: Kontaktwinkel und Höhenprofile der gefrästen und gewalzten Kugellaufbahnen

Röntgenografische Eigenspannungsmessungen an den Kugellaufbahnen zeigten, dass die Walzbearbeitung eine Erhöhung der Druckeigenspannungen in Laufbahnrichtung von ca. 100 % und in Umfangsrichtung von ca. 35 % erzielt hat (Bild 4-108). Diese Bauteile wurden dann im direkten Vergleich mit nichtgewalzten Kugelnaben derselben Charge auf einem Lebensdauerprüfstand der Volkswagen Komponentenentwicklung erprobt.



Kugelaufbahnwalzen

Maschine: DMG Mori NTX 1000 Walzgeschwindigkeit $v_c = 300 \text{ mm/min}$
 Bauteil: VL / CG 107 Vorschub $f_w = 0,05 \text{ mm}$
 Werkstoff: Cf53 Walzdruck $p_w = 300 \text{ bar}$



Ktz/ 100894 © IFW

Bild 4-108: Erprobung der gewalzten Kugelnaben

Dazu wurde ein Multiblockprogramm genutzt, das zur Erprobung von Fahrzeugen der MEB-Plattform entwickelt wurde. Dieses variiert die Belastungen in 24 Stufen mit bis zu 4.100 Nm als Höchstwert. Nach 200.000 km Prüfstandsleistung konnten keine signifikanten Schädigungen der Komponenten beobachtet werden. Dies entspricht einer realen Laufleistung von ca. 700.000 km im Feld und somit dem Doppelten der angenommenen Laufleistung dieser Fahrzeuge. Nach 250.000 km Prüfstandsleistung zeigten die ersten nichtgewalzten Kugelnaben Pittingerscheinungen (Bild 4-109, unten), wohingegen die gewalzten Kugelnaben lediglich eine von der Kugel eingeebnete Fläche zeigten (Bild 4-109, oben). Die Walzbearbeitung der Kugelaufbahnen führt folglich zur Steigerung der Lebensdauer.

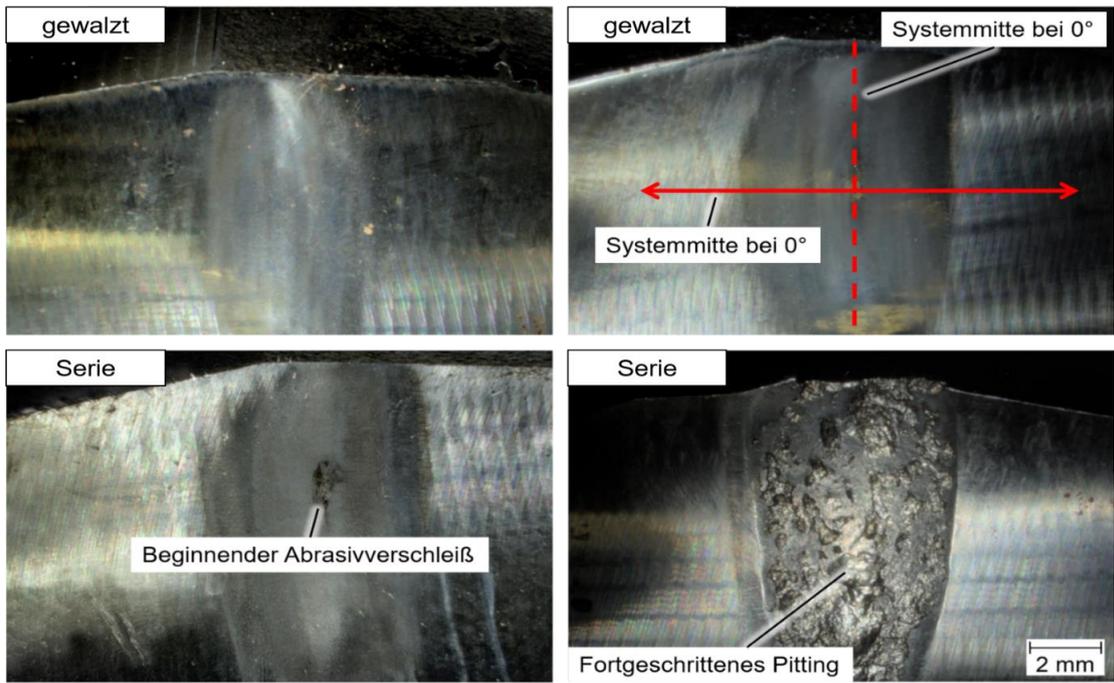


Bild 4-109: Verschleiß von gewalzten (oben) sowie Schädigung ungewalzter Kugelaufbahnen (unten) nach 250 % Laufleistung auf den Prüfständen

4.5.4 Entfall der Hartbearbeitung

Für die Bauteile Kugelnabe und Achszapfen wurde eine wie in Bild 4-110 dargestellte Prozesskettenverkürzung realisiert durch den Entfall der Hartbearbeitung. Bei dieser innovativen Prozesskettengestaltung wird der systematische, geometrische Härteverzug der Bauteile in der Weichbearbeitung vorgehalten und mithilfe einer automatisierten Prozesskettenregelung kontinuierlich nachgeregelt. Durch diese Maßnahmen kann so die energieaufwendige Hartbearbeitung analog zu [DEN18b] entfallen.

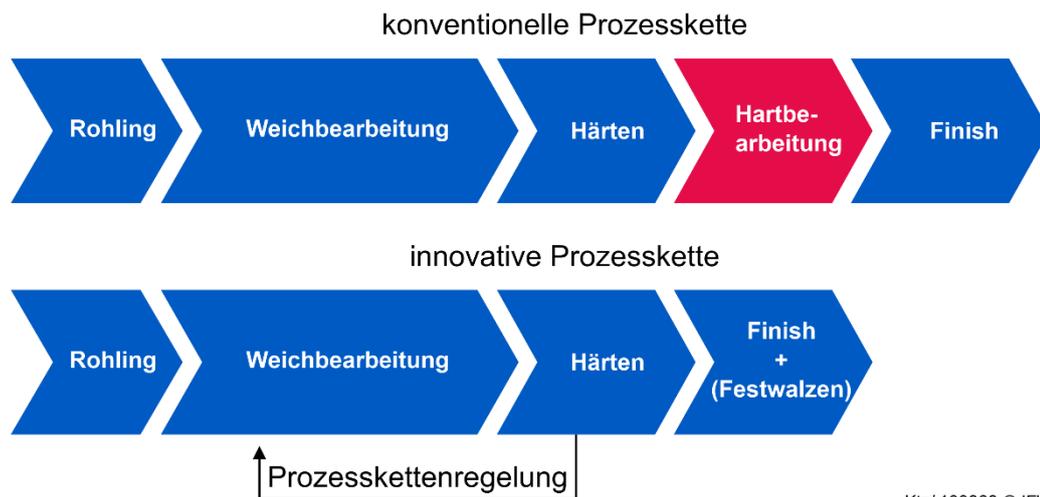


Bild 4-110: Schematische Darstellung für den Entfall der Hartbearbeitung

Die Realisierung des Vorhabens erfolgte in drei Teilschritten: Im ersten Schritt wurden die relevanten Funktionsflächen definiert und das Verzugssystem qualitativ betrachtet. Anschließend wurde die Weichbearbeitung auf eine zukünftige Weich-Fertigbearbeitung angepasst. Als letzten Teilschritt wurde dann eine Kaskadenregelung definiert mit der die Fertigungskette auf kontinuierliche Veränderungen reagieren kann.

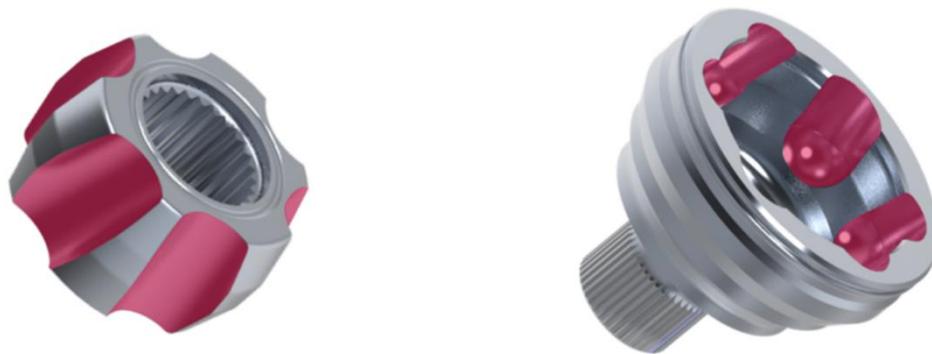


Bild 4-111: Visualisierung der relevanten Funktionsflächen für den Entfall der Hartbearbeitung

Betrachtet wurden im Folgenden die Funktionsflächen des Gleichlaufgelenks, die nach dem Härten bisher spanend nachbearbeitet wurden bzgl. der Relevanz beim Entfall der Hartbearbeitung. Das sind neben den Kugellaufbahnen (in Bild 4-111 rot markiert) am Achszapfen die Käfigfläche und die Radlageranlauffläche. Für die Untersuchung wurden die Bauteile auf einer Kleinserienanlage EMAG VLC 100-IH der Volkswagen

Komponentenfertigung gehärtet und anschließend in einem Präzisions-Koordinaten-Messgerät Leitz Reference Xi 1076 gemessen.

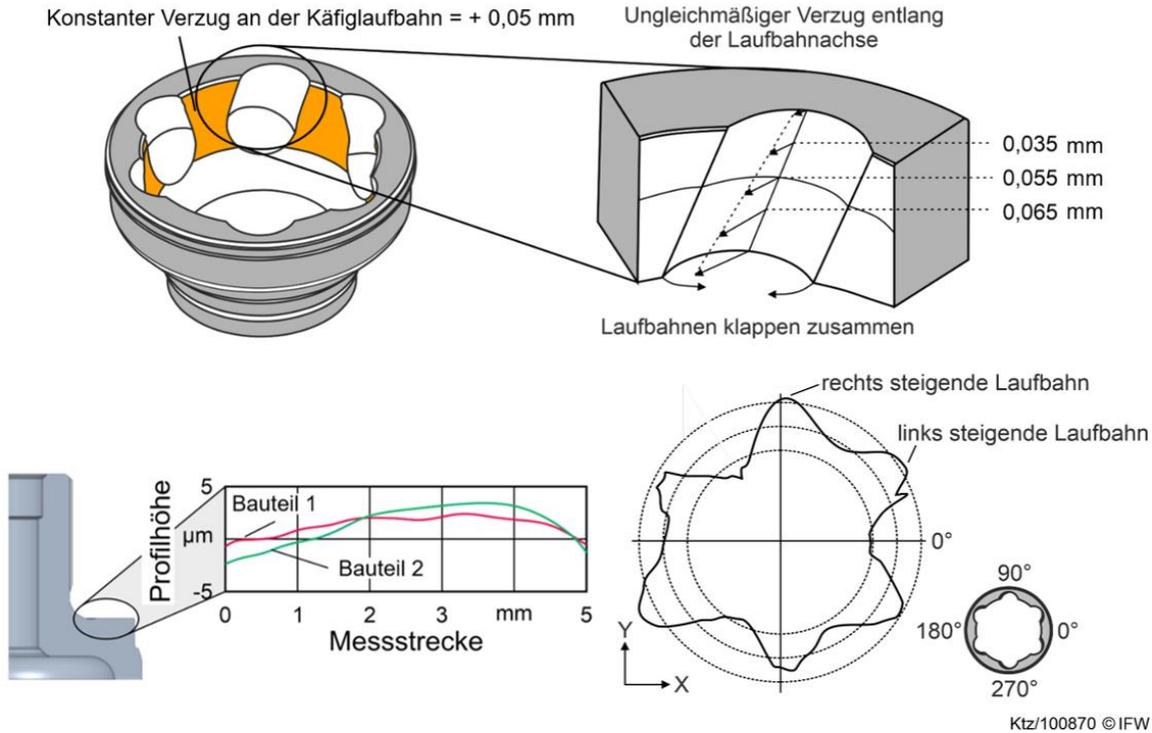


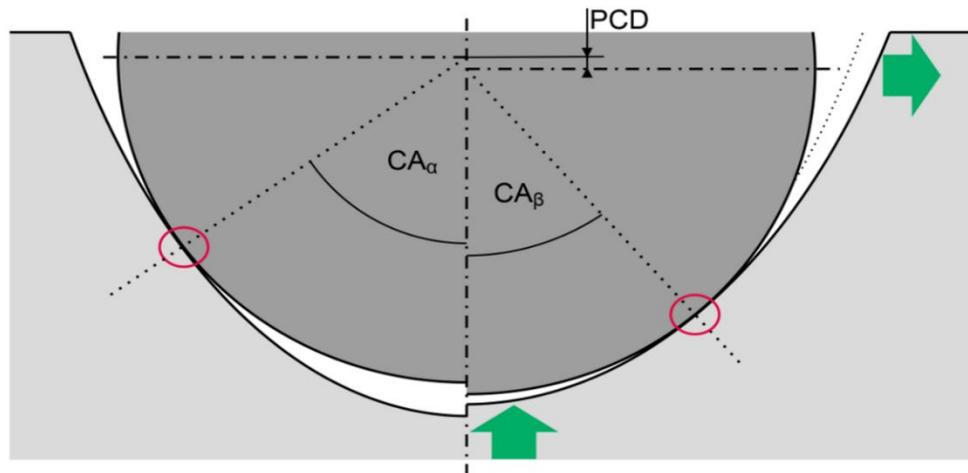
Bild 4-112: Verzugsystematik der betrachteten Bezugsflächen im Achszapfen

Die Radlageranlauffläche wiesen nach dem Härten eine konvexe Kontur auf, wobei die Profilhöhe tendenziell mit zunehmenden Radius steigt (Bild 4-112, links unten). Die zulässige Toleranz von $\pm 15 \mu\text{m}$ wurde durch Verzug nicht überschritten. Bei der Innenkontur wurden die Käfigflächen (Bild 4-112, orange markiert) und die Kugellaufbahnen betrachtet. Die Maßänderungen durch Verzug lagen innerhalb der Toleranzen. Die Kugellaufbahnen sind enger toleriert als die zuvor behandelten Flächen des Achszapfens. Sie waren daher für die Untersuchung kritisch. Wie in Bild 4-113 dargestellt, ändert sich die Ellipsenform der Laufbahn nach dem Härten. Der Kontaktwinkel (Bild 4-113) nimmt ab, wenn sich die Ellipsenkontur aufweitet. Die Kugel taucht tiefer in die Laufbahn ein (Tabelle 4-17). Dieses Verhalten war gemäß Tabelle 4-14 an den außenliegenden Laufbahnen der Kugelnabe festzustellen. Bei den Kugellaufbahnen, die ins Innere der Nabe gerichtet sind, zeigte sich ein gegenteiliges Verhalten. Darüber hinaus zeigte sich bei den Kontaktwinkeln des Achszapfens dieselbe Abhängigkeit entlang der Laufbahnhöhe wie bereits in Bild 4-112. Dieses Verhalten ist bei der Kugelnabe nicht zu beobachten, was auf die nicht symmetrische Geometrie und die ungehärteten Bereiche des Zapfens hindeutet. Durch die Toleranzklasse der Kontaktwinkel von $\pm 5^\circ$ ist der Verzug bei beiden Komponenten mit der ellipsenformenden S-Kontur des Kugelpopfräasers als nicht kritisch einzustufen.

Tabelle 4-17: Durchschnittliche Veränderung der elliptischen Kaufbahnform

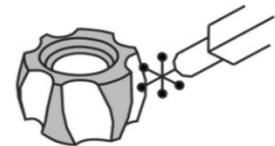
Bauteil	Laufbahnhöhe	$\Delta CA_{\beta, \text{links}}$	$\Delta CA_{\beta, \text{rechts}}$
Kugelnabe	+ 10 mm	- 2,3°	- 2,4°
	Systemmitte	- 2,4°	- 2,5°
	- 10 mm	- 2,4°	- 2,3°
Achszapfen	+ 3 mm	+ 1,5°	+ 1,5°

	Systemmitte	+ 2,7°	+ 2,6°
	- 3 mm	+ 3,8°	+ 3,9°



Eigenschaften Kugellaufbahn

Werkstoff:	Cf53
Sollkontaktwinkel:	$CA_{\alpha} = 40^{\circ} \pm 5^{\circ}$
Kontaktwinkel nach Härten:	CA_{β}
Kugeldurchmesser:	$d_{Ball} = 22,225 \text{ mm}$



Ktz/ 100879 © IFW

Bild 4-113: Systematik der Kugel-Kontaktwinkel-Beziehung

Für die weitere quantitative und reproduzierbare Betrachtung des Laufbahnverzuges wurde eine geometrische Bezugsgröße, der Teilkreisdurchmesser (PCD) definiert. Das ist der arithmetische Mittelwert des Kreises, auf dem die Mittelpunkte der Kugeln in den Laufbahnen liegen. Wegen Aufspannschwankungen der Teile beim induktiven Härten in den Serienanlagen der Volkswagen AG kam es zu Lageabweichungen beim Härteprozess zwischen Bauteil und Induktor. Die Lageabweichungen (1.a & 1.b) aus Bild 4-114 zeigten eine deutliche Beeinflussung des Verzugs.

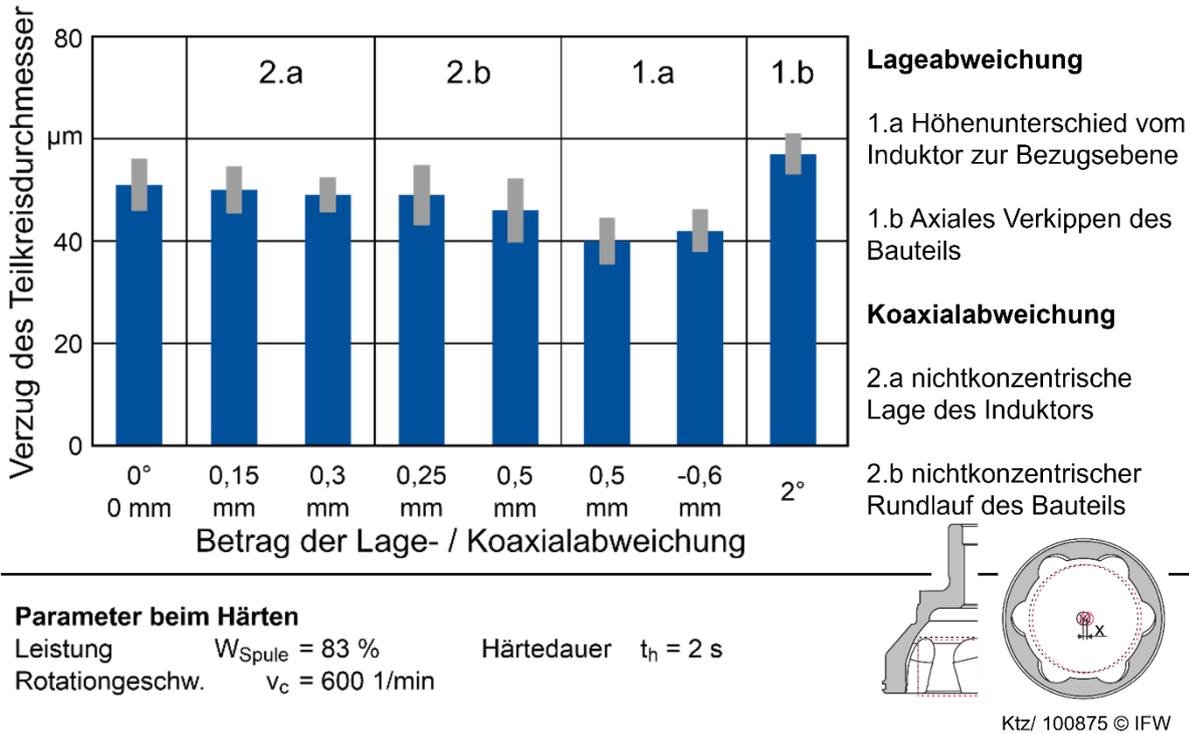


Bild 4-114: Auswertung Störstellenanalyse

Die Härteuntersuchungen wurden auf der Labor-Härteanlage Thermopräzisa der Steremat Induction GmbH durchgeführt. Durch die Volumenexpansion der polymorphen Umwandlung zu Martensit entstand beim Bauteil Kugelnabe eine konvexe Form. An fünf Stützstellen wurden die Abweichungen zwischen den Laufbahnkonturen vor und nach dem Härten ermittelt (Bild 4-115).

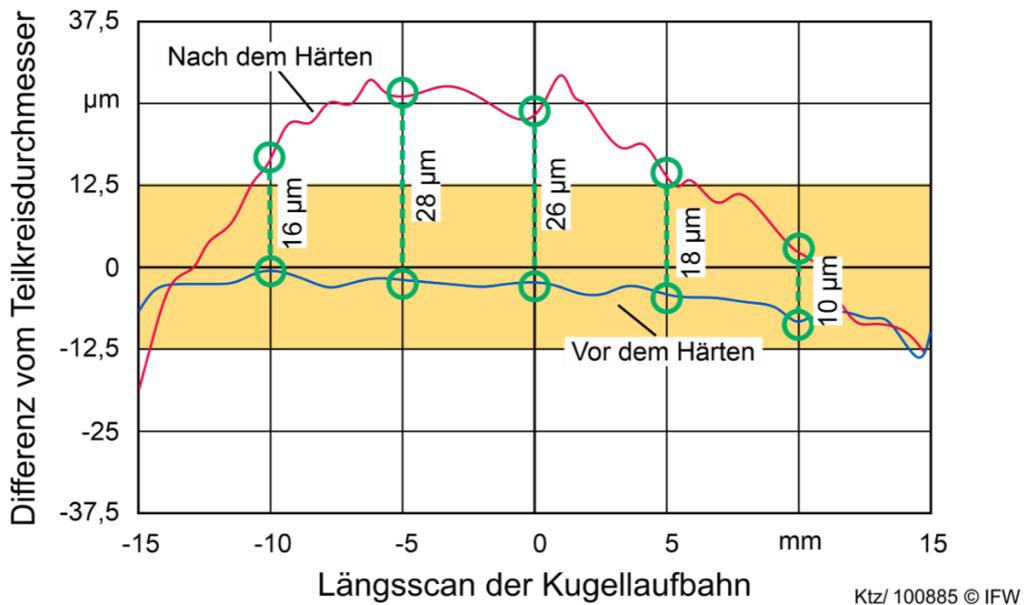


Bild 4-115: Kugelnabenscans der Kugellaufbahn ohne kompensierter Werkzeugbahn vor und nach dem Härten

Die Abweichungen wurden anschließend invertiert und von der Sollkontur abgezogen. Die resultierende Kompensationsgeometrie bildete die neue konkave Fräsbearbeitungskontur.

Wie in Bild 4-115 und Bild 4-116 dargestellt, erreichten die anschließend mit vorkompensierter Laufbahn gefertigten Bauteile die Sollkontur nach dem Härten (Bild 4-116).

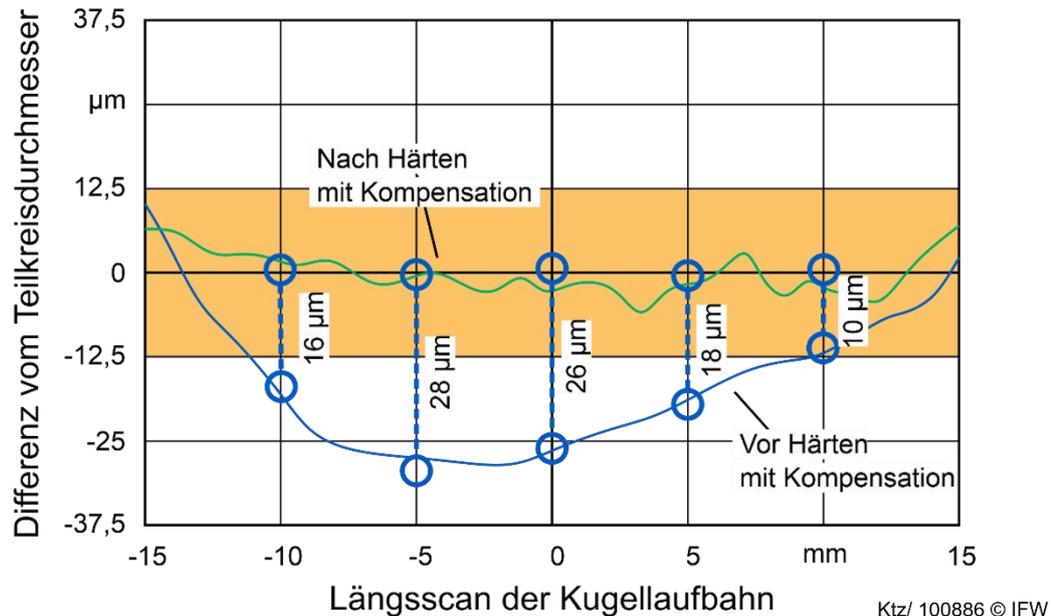


Bild 4-116: Kugelnabellängsscan der Kugellaufbahn mit kompensierter Werkzeugbahn vor und nach dem Härten

Für das Bauteil Achszapfen wurde ein identisches Vorgehen gewählt. Entgegen der Kugelnabe zeigt der Achszapfen jedoch keine spiegelsymmetrische Volumenzunahme durch den Härteprozess. Vielmehr ist hierbei ein kontinuierlicher Verlauf zu erkennen, der in Richtung der positiven Werte des Längsscans auf eine scheinbare Volumenabnahme hindeutet. Analog zu den Ergebnissen aus Bild 4-112 (unten rechts) ist der im Härtebereich dünnwandige Bereich an der Achszapfenöffnung Grund für eine nach außen gerichtete Volumenexpansion, wodurch im Längsscan ein negativer Verzug resultiert. Nach Kompensation des Verzugs werden auch hier die geforderten Maßtoleranzen erreicht.

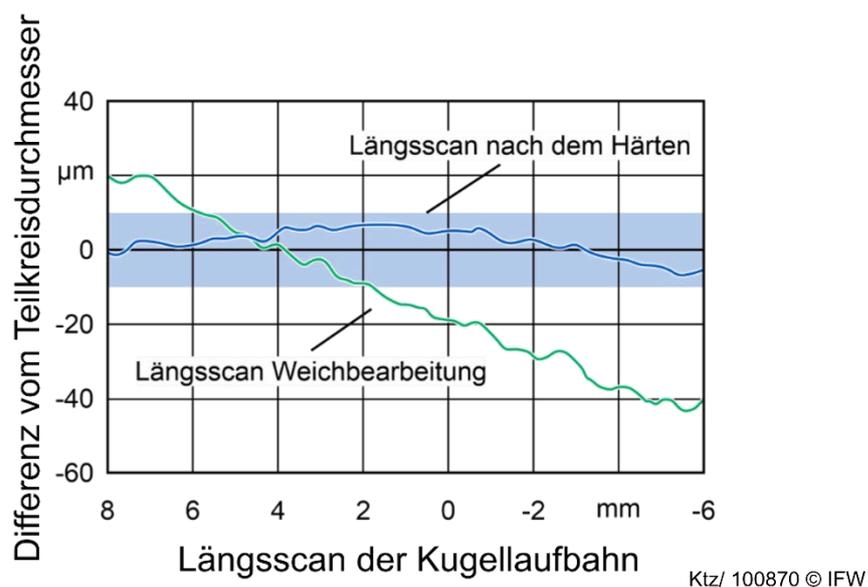
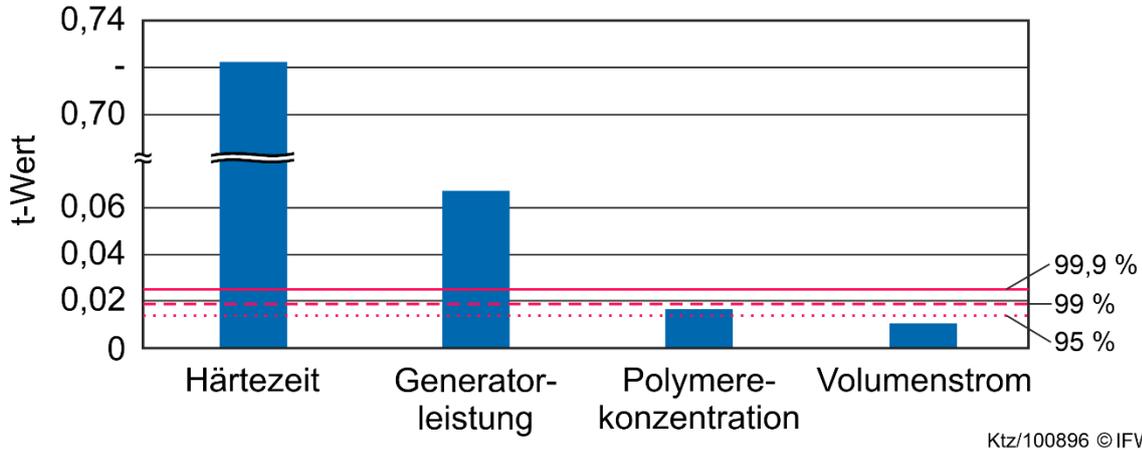


Bild 4-117: Achszapfenlängsscan der Kugellaufbahn mit kompensierter Werkzeugbahn vor und nach dem Härten

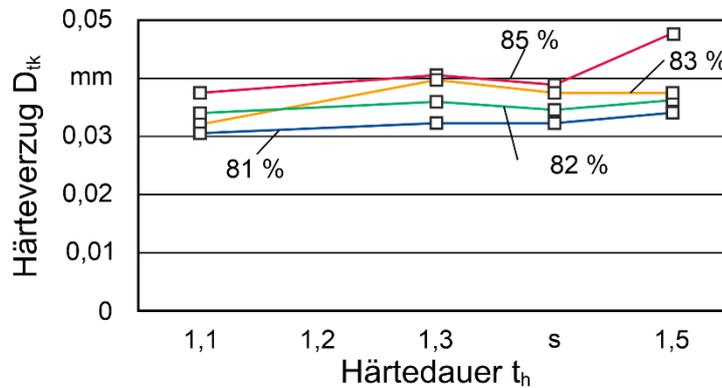
Um den Einfluss der Härteparameter von induktiv, randschichtgehärteten Volumenbauteilen auf den Verzug zu bestimmen, wurden die Gelenkbauteile einer Signifikanzanalyse unterzogen. In Bild 4-118 ist zu erkennen, dass der Volumendurchfluss des Abschreckmediums keinen signifikanten Einfluss besitzt, dagegen konnte ein höchstsignifikanter Einfluss für Zeit und Leistung ermittelt werden.



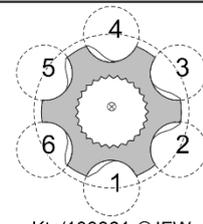
Ktz/100896 © IFW

Bild 4-118: Signifikanzanalyse der Härteparameter beim induktiven Härten auf den nominellen Verzug von Achszapfen und Kugelnabe

Für die Aufstellung des Parameterfelds wurde zunächst das Härtebild der Komponenten analysiert. Anhand dieser Betrachtungen wurde ein Parameterfeld definiert, in dem der nominelle Verzug untersucht wurde (Bild 4-119).



Parameterfeld des vollfaktoriellen Versuchsplan		Toleranz Teilkreisdurchmesser
Leistung	W _{Spule} = 81 %; 82 %; 83 %; 85 %	64,512 mm ± 0,025 mm
Härtedauer	t _h = 1,1 s; 1,3 s; 1,4 s; 1,5 s	
Einhärtetiefe	R _{ht} = 2,2 mm - 3,4 mm	
Vickershärte	HV = 812 HV1- 890 HV1	



Ktz/100861 © IFW

Bild 4-119: Verzugsauswertung und Einhärtetiefe im betrachteten Parameterfeld

Aus den Ergebnissen resultiert, dass der Härteverzug durch eine gezielte Invertierung der Verzugsform und Auslegung von Härtezeit und Leistung konstruktiv vorgehalten und kompensiert werden kann. Für eine Weich-Fertig-Bearbeitung muss jedoch das vollständige System betrachtet werden. In der aktuellen Serienproduktion ist die Fräsbearbeitung der Kugellaufbahnen in einem Weichschrupp- und Hartschlichtprozess unterteilt. Bei der Substitution der Hartbearbeitung muss somit die Stabilität und Maßhaltigkeit der

konventionellen Prozesskette in die Weichbearbeitung überführt werden. Für die Einhaltung der Maßhaltigkeit während der Serienproduktion soll ein zweistufiger Fräsprozess etabliert werden, da die Maßhaltigkeit im Teilkreisdurchmesser mit einem Schnitt nicht realisiert werden kann (Bild 4-120).

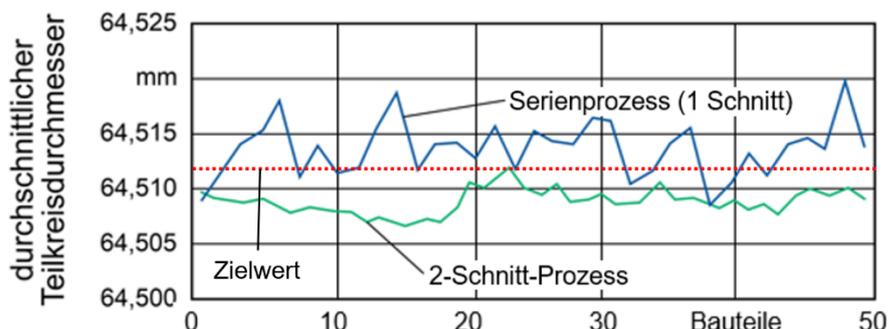


Bild 4-120: Steigerung der Maßhaltigkeit bei Einführung des Zweischnittprozess gegenüber der konventionellen Bearbeitung

So wurde durch zwei Schnitte mit identischen Schnittparametern die Fertigungszeit von 27 s auf 42 s gesteigert. Sie konnte durch Optimieren des Schlichtens auf 36 s gesenkt werden. Der Energieaufwand für die Weichbearbeitung steigt allerdings. Für die Zweischnittbearbeitung hat die Gühring KG neuartige Fräswerkzeuge entwickelt, die bereits in der Weichbearbeitung die finale Ellipsenform der Kugelaufbahnen erstellen. Dafür wurden zwei Konzepte verfolgt (Tabelle 4-18 und Bild 4-121).

Tabelle 4-18: Eigenschaften der Fräserkonzepte der Gühring KG

Variation	Konzept 1	Konzept 2
Schneidenanzahl	4	5
Spannut	gerade	spiralisiert
Stirnschneide	flach	flach
Beschichtung	Al-Ti-N	Al-Ti-N
Teilung	ungleich	ungleich

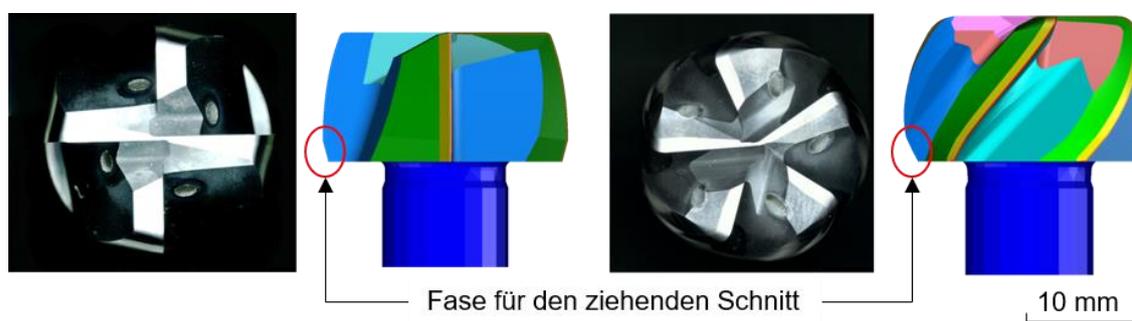


Bild 4-121: Finale Fräserkonzepte der Gühring KG

Die Fräser haben eine flache Stirnschneide und eine Ungleichteilung der Schneiden. Dadurch neigt der Prozess weniger zu Ratterschwingungen. Beide Fräser sind vollständig aus Hartmetall gefertigt und weisen eine Al-Ti-N-Beschichtung aus 67 At.-% Aluminium und 33 At.-% Titan auf. Konzept 1 (Bild 4-121, links) besitzt vier Schneiden und ist gerade genutet. Das Konzept 2 (Bild 4-121, rechts) besitzt dagegen fünf Schneiden und ist spiralförmig

ausgeführt. Die neue angeschliffene Fase am Ende der Spannutt realisiert den ziehenden Schlichtprozess und führt zu einer Taktzeitreduzierung. Die Kühlkanäle der Werkzeuge befinden sich integriert im Bereich der spanabführenden Nut. Für die neu entwickelten Vollhartmetallfräser wurde zudem eine Zylinderschaftaufnahme mit Verdrehsicherung im Hydrodehnspannfutter eingesetzt, um die Kosten und Werkzeugwechselzeiten zu reduzieren (Bild 4-122).

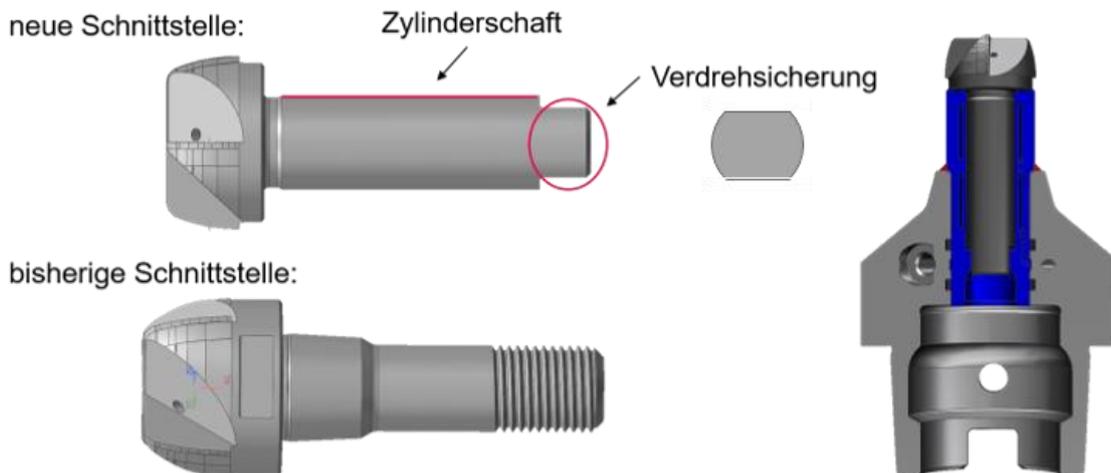
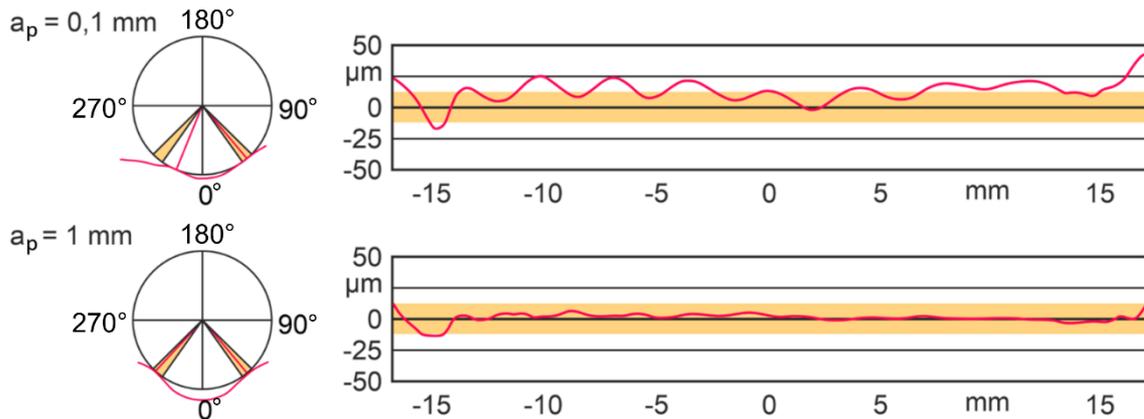


Bild 4-122: Prinzipskizze der neuen Zylinderschaftaufnahme

Die Einsatzuntersuchungen fanden in der Serienfertigung der Komponentenfertigung der Volkswagen AG statt. Beide Fräser zeigten in der Schruppbearbeitung eine starke Abdrängung bei maximalem Werkzeugeingriff, wodurch die Konturgenauigkeit der Laufbahngeometrie im ersten Schnitt nicht vollständig erreicht werden konnte. Bei einer dem Schruppen anschließenden Schlichtbearbeitung muss somit neben der Überschreitung der Mindestspannungsdicke ebenfalls die Konturabweichung des Schruppschnitts eliminiert werden. Bild 4-123 zeigt, dass bei einem $a_p = 0,1$ mm sowohl die elliptische Kontur der Laufbahn nicht erreicht wird sowie auch die Mindestspannungsdicke noch nicht überschritten wurde.



Auswertung der Fräserversuche

Schnittgeschw.	$V_{c,Schnitt1}$	= 240 m/min
	$V_{c,Schnitt2}$	= 300 m/min
Vorschub pro Zahn	$f_{z,Schnitt1}$	= 0,08 mm
	$f_{z,Schnitt2}$	= 0,12 mm

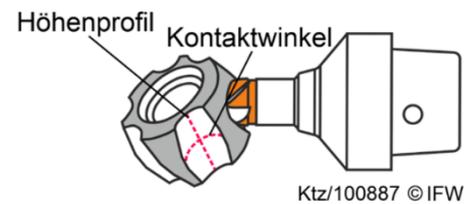


Bild 4-123: Kontaktwinkel und Höhenprofile der Kugellaufbahnen durch Variation der Schnitttiefe a_p mittels Werkzeugkonzept 1 (vier Schneiden)

Ab einer Schlichtzustellung von $a_p = 1$ mm wird die Mindestspanungsdicke überschritten und die Abdrängung des Fräasers stabilisiert sich in dem Maße, dass die Laufbahnkontur sowohl im Kontaktwinkel als auch längs des Höhenprofils innerhalb der vorgegebenen Toleranzen erzeugt werden konnte. Das Werkzeug mit vier Schneiden erreichte bei 20 nacheinander gefertigten Bauteilen Abweichungen im Teilkreisdurchmesser von $\pm 17 \mu\text{m}$ bei Konzentritätsabweichungen von $\pm 4 \mu\text{m}$. Das Werkzeug mit fünf Schneiden zeigte bei derselben Erprobung Abweichungen im Teilkreisdurchmesser von $\pm 15 \mu\text{m}$ bei einer Konzentritätsabweichung von $\pm 6 \mu\text{m}$.

Zur Reduzierung des Energiebedarfs wurden die Prozesse ohne Kühlschmierstoff untersucht. Die Gühring KG verglich dazu unterschiedliche Kühlstrategien mit der Trockenbearbeitung. Dabei zeigte die Trockenbearbeitung mit einem maximalen Rz-Wert von $2,9 \mu\text{m}$ die höchste Rauheit. Durch den Einsatz von Druckluft und der daraus resultierenden verbesserten Spanabfuhr konnte die Rautiefe auf durchschnittlich $2 \mu\text{m}$ reduziert werden. Durch den Einsatz von KSS erreichte die Rautiefe Werte unter $2 \mu\text{m}$. Die Kugellaufbahnen sind im Kugelkontakt mit einer maximalen Rautiefe von $10 \mu\text{m}$ toleriert. Somit sind alle aufgezeigten Strategien von den Oberflächenanforderungen zulässig. Ein weiterer positiver Effekt beim Einsatz der Druckluftkühlung ist der Abtransport der Späne, wodurch die Oberflächengüte und die Prozesssicherheit steigt. Daher wurden die Kühlkanäle für eine Luftkühlung genutzt.

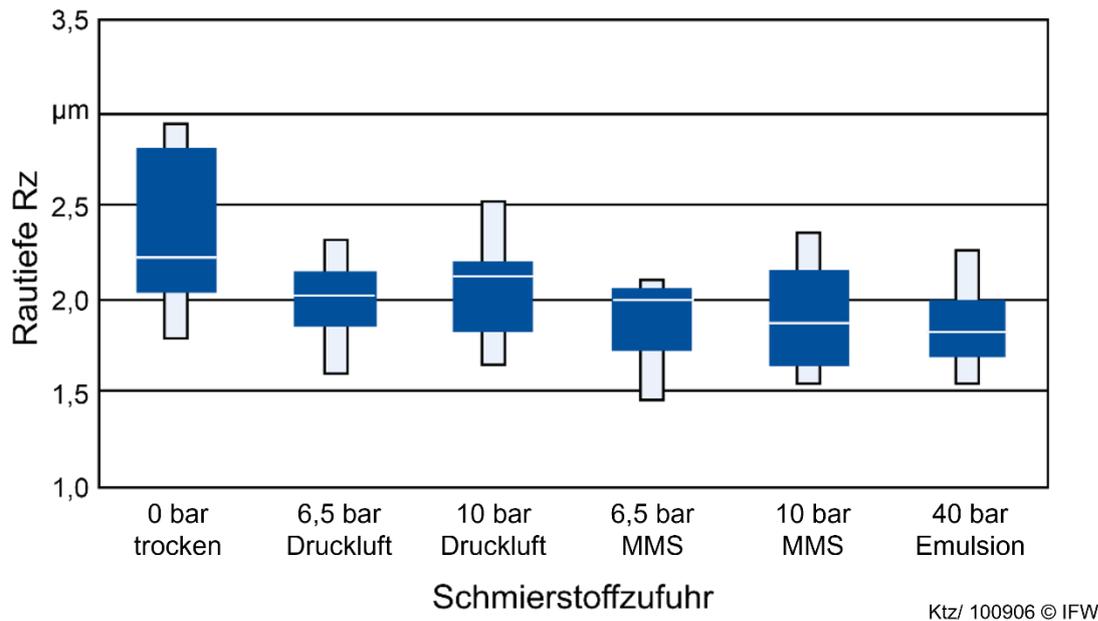


Bild 4-124: Rauheitsuntersuchungen verschiedener Kühlkonzepte der Gühring KG

Die Kühlstrategie kann sich auf Oberflächenhärte und auf den Eigenspannungszustand auswirken. Durch höhere thermische Belastung nehmen die oberflächennahen Zugeigenspannungen zu. Innerhalb einer Signifikanzanalyse wurden die Prozessparameter Schnittgeschwindigkeit v_c , Zahnvorschub f_z , Schnitttiefe a_p und eine zusätzliche Kühlung jedoch als unkritisch für den nominellen Verzug erkannt. Bauteiltemperaturen von über 50°C wurden dabei nur bei vollständigem Verzicht auf Kühlung erreicht. Im Ergebnis hatte der Verzicht auf KSS jedoch keinen relevanten Einfluss auf die Härte und die Eigenspannungsverteilung.

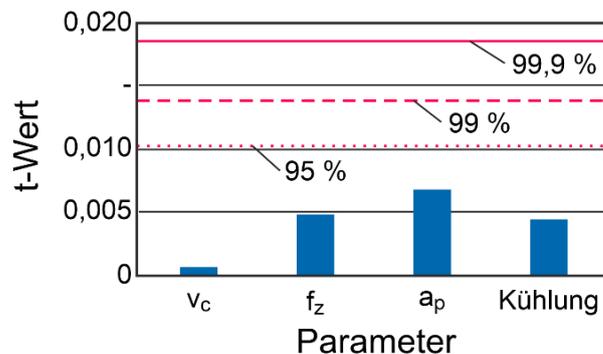
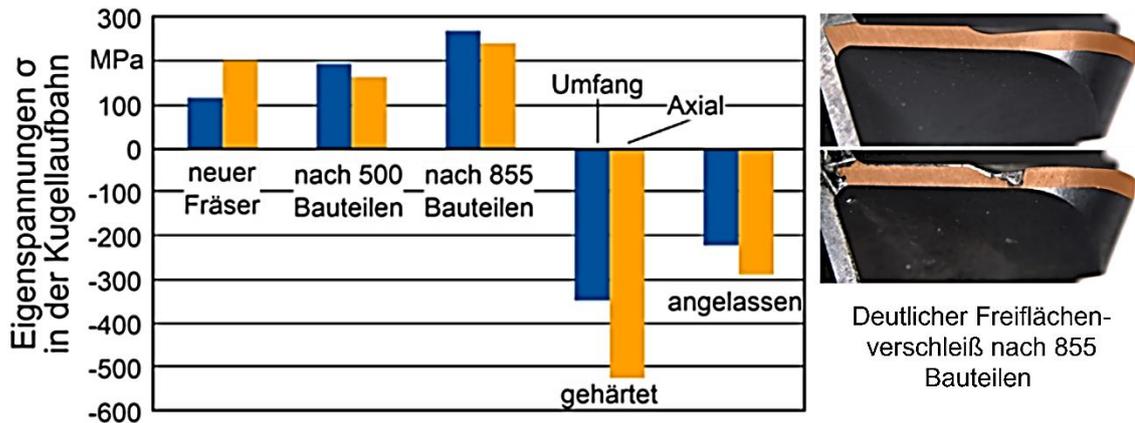


Bild 4-125: Signifikanzanalyse der Temperatur auf Eigenspannung und Verzug

In weiteren Einsatzuntersuchungen wurde der Einfluss des Werkzeugverschleißes auf die resultierende Bauteilhärte und die Eigenspannungen untersucht. Bei zunehmender Standzeit steigen die Zugeigenspannungen an der Kugellaufbahnoberfläche, siehe Bild 4-126. Allerdings konnte nach dem Härten kein quantitativer Einfluss des Werkzeugverschleißes auf den Verzug ermittelt werden, wogegen zum Ende der Fräserstandzeit ein geringer Einfluss auf die Streuung des Härteverzugs detektiert werden konnte.



Prozess: Kugelpkopfräsen
 Schnittgeschw. $v_c = 240$ m/min
 Vorschub pro Zahn $f_z = 0,065$ mm
 Vorschubgeschw. $v_f = 1.130$ mm/min

Werkstück: Kugelnabe VL / CG 107
 Material: Cf53

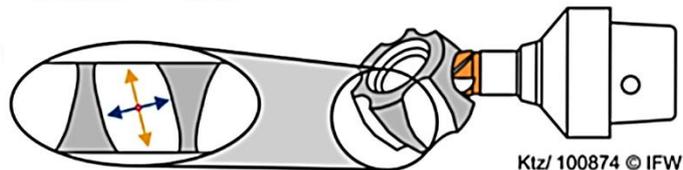
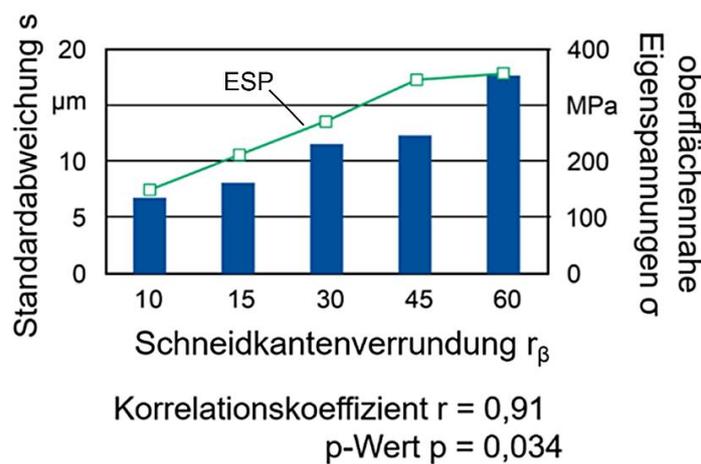


Bild 4-126: Eigenspannungen je Bauteilzustand und deren Auswirkungen auf das Härteergebnis

Um den Effekt bei erhöhtem Fräserverschleiß genauer beschreiben zu können, wurden artgleiche Kugelpkopfräser mit definierten Schneidkantenverrundungen r_β eingesetzt. Bei zunehmender Schneidkantenverrundung erhöht sich der Werkzeugverschleiß und die Zugeigenspannungen an der Laufbahnoberfläche. In direkter, linearer Korrelation dazu steigt auch die Streuung des Verzugs (Bild 4-127).



Auswertung Fräserstandzeit- / Schneidkantenverrundungsversuch

Schnittgeschw. $v_c = 240$ m/min
 Vorschub pro Zahn $f_z = 0,065$ mm/Zahn
 Vorschubgeschw. $v_f = 1.130$ mm/min

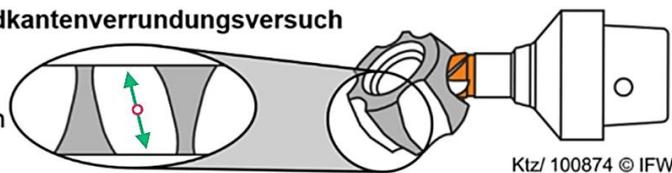


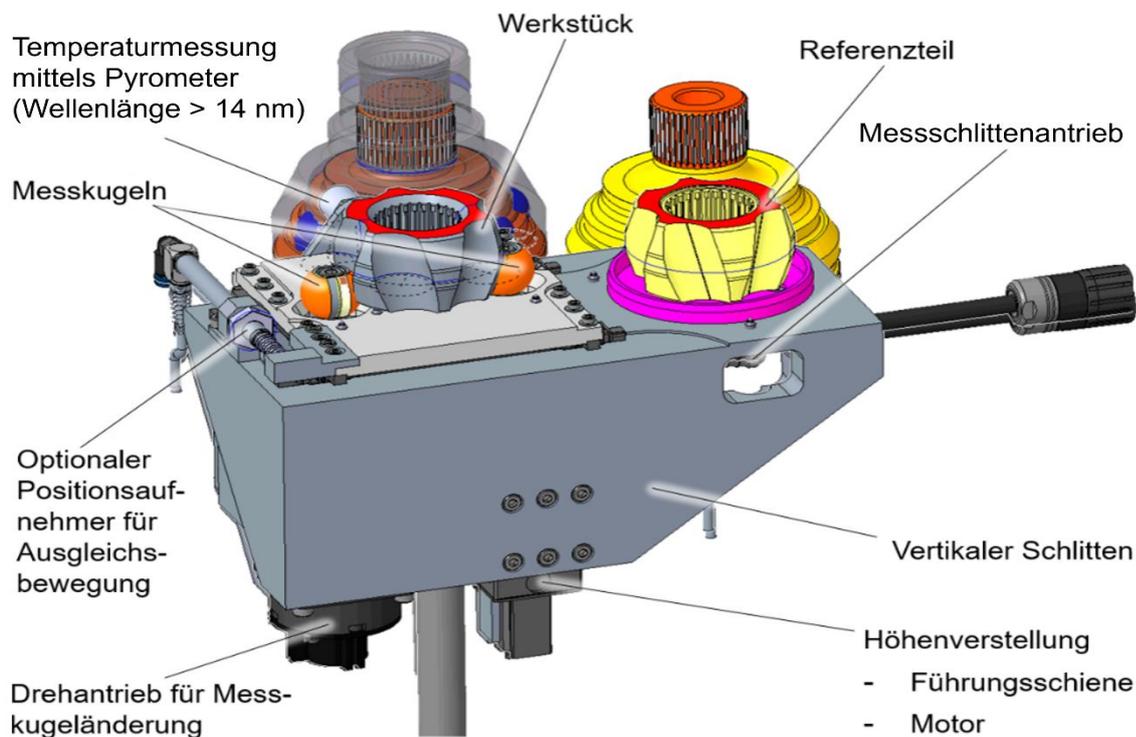
Bild 4-127: Verzugsuntersuchungen anhand symmetrischer Schneidkantenverrundungen

Wie Bild 4-127 und Tabelle 4-19 zu entnehmen ist, hat die Schneidkantengeometrie einen signifikanten Einfluss auf den nominellen Verzug.

Tabelle 4-19: Ermittelter Verzug am Teilkreisdurchmesser gegenüber dem gemessenen Kontaktwinkel

Schneidkantenverrundung	Verzug PCD	Kontaktwinkel nach Härten
10 μm	42 μm	41.8°
15 μm	39 μm	39.8°
30 μm	-5 μm	36.7°
45 μm	-17 μm	34.6°
60 μm	-36 μm	32.0°

Als finale Voraussetzung zum Entfall der Hartbearbeitung in der Serienfertigung wurde mithilfe der GILDEMEISTER Drehmaschinen GmbH eine automatisierte Prozesskettenregelung definiert. Für die Überwachung wurden Messboxen entwickelt, welche nach der Weichbearbeitung und nach dem Härten den Teilkreisdurchmesser ermitteln. Die Messbox besitzt ein Pyrometer, um den Ausdehnungsfehler infolge erhöhter Werkstücktemperaturen zu entkoppeln. Aufgrund der Höhenverstellung der Messkugeln war es möglich, die Abweichungen in Abhängigkeit der Laufbahnhöhe zu detektieren. Anhand der Abweichungen konnten die Verzugsabweichungen festgestellt und die Invertierung der Verzugsform analog der Vorgehensweise aus Bild 4-115 und Bild 4-116 automatisch ausgeführt werden. Durch die in der GILDEMEISTER CTV 250 verbauten, konzerneigenen Schnittstellen für eine Bauteilüberwachung konnte die Laufbahnform nach jedem Bauteil an bis zu fünf definierten Messebenen innerhalb der Werkzeugmaschine abgefahren werden.



Ktz/ 100907 © IFW

Bild 4-128: Kontrollsystem zur Regelung der Härteverzugskompensation

Eine manuelle und sofortige Kompensation konnte bereits für Kugelnabe und Achszapfen nachgewiesen werden. Für die serielle und automatisierte Fertigung wurde eine Kaskadenregelung gemäß Bild 4-129 entwickelt.



Bild 4-129: Schematische Darstellung der Kaskadenregelung für die Serienfertigung ohne Hartbearbeitung

Durch die innere Regelschleife wird das automatische Nachstellen der Fräskontur infolge von Werkzeugverschleiß und thermischen Ausdehnungseffekten kompensiert. Dabei wird aus Taktzeitgründen nicht jedes Bauteil vermessen und mit der Sollkontur verglichen. Bei der Komponentenfertigung der VW AG in Wolfsburg hat sich eine Messwiederholung an jedem achten Bauteil als günstiges Verhältnis von Regelgenauigkeit und Taktzeit erwiesen. Der daraus entstehende Korrekturfaktor berechnet sich wie folgt:

$$k_1 = \frac{1}{n_t} = \frac{1}{8} \quad (4-27)$$

Mit n_t als Anzahl der Bauteile zwischen zwei Messungen. Die aus den Messungen resultierende Abweichung wird somit mit einem Faktor $k_1 = 1/8$ nachgestellt, damit das System nicht überschwingt. Dieses Vorgehen wurde analog für den äußeren Regelkreis umgesetzt. Die Totzeit entsteht durch die Verkettung der Maschinen. In Bild 4-130 wird eine Verkettungslänge von 20 Bauteilen angenommen. Die k-Faktoren sind primär abhängig von der Anzahl der zu überbrückenden Bauteile. Im Falle des äußeren Regelkreises ist der k-Faktor zusätzlich von dem inneren Regelkreis abhängig. Dadurch lässt sich ein Wechselwirkungsfeld für die optimale Auslegung des k-Faktors aufstellen. Die Abstufungen bei der Bestimmung des äußeren Regelkreises (Bild 4-130, rechts) zeigen, wie das Gesamtsystem bei zu hohen Faktoren zum Überschwingen gebracht wird.

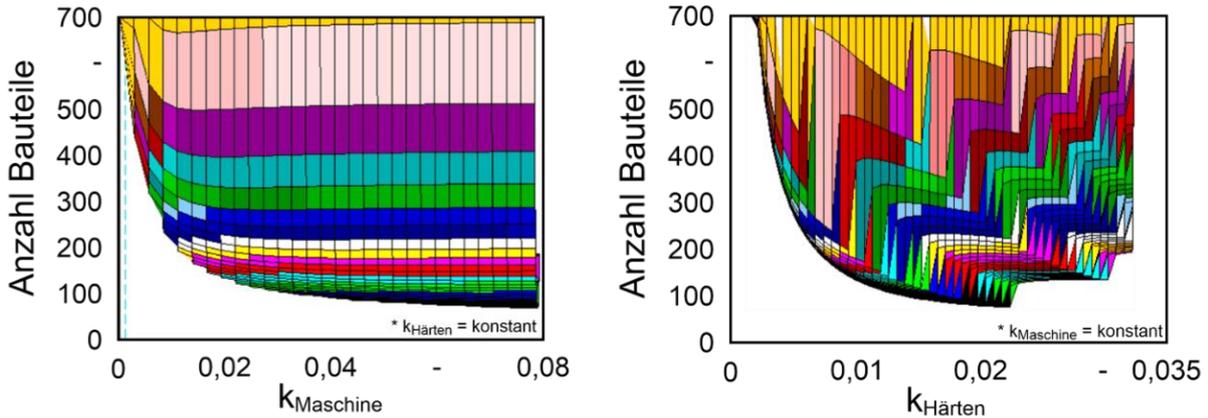


Bild 4-130: k-Faktorenfeld des Regelkreises in Abhängigkeit der Bauteilanzahl (Totzeit) für den inneren (links) und äußeren Regelkreis (rechts)

Für die optimale Auslegung des k-Faktors des äußeren Regelkreises wurde eine Näherungsfunktion aufgestellt. Die Ergebnisse zeigen, dass die Festgelenkbauteile Kugelnabe und Achszapfen für den Entfall der Hartbearbeitung geeignet sind. Der kritische Verzug lässt sich durch konstante Fräs- und Härtebedingungen systematisch vorhalten. Die Streuung lässt sich durch die Weichbearbeitung steuern und zeigt bei niedrigen eingebrachten Druckeigenstressungen die geringsten Abweichungen. Die gezeigte Regelsystematik kann Systemfehlern entgegenwirken.

4.5.5 Energetische Bewertung

Die Optimierungen des Achszapfens und der Kugelnabe führen schlussendlich zu Energiereduzierungen in der Herstellungs- und in der Nutzungsphase. Für das Bauteil des Achszapfens wird durch den Entfall der Hartbearbeitung ca. 16 % weniger Energie in der Fertigung benötigt. Bei ca. 550.000 angenommenen Bauteilen dieses Typs im Jahr können somit bis zu 80 MWh Energie eingespart werden. Durch den Einsatz der Mikrostrukturen können jährlich bei ca. 219.000 neuzugelassenen Fahrzeugen bis zu 2.012 t CO₂ weniger emittiert werden. Für das Bauteil Kugelnabe wird durch den Entfall der Hartbearbeitung und der konstruktiven Anpassung ca. 26 % weniger Energie benötigt. Dies bedeutet, dass bei jährlich ca. 1.000.000 hergestellten Bauteilen ca. 382 MWh eingespart werden können.

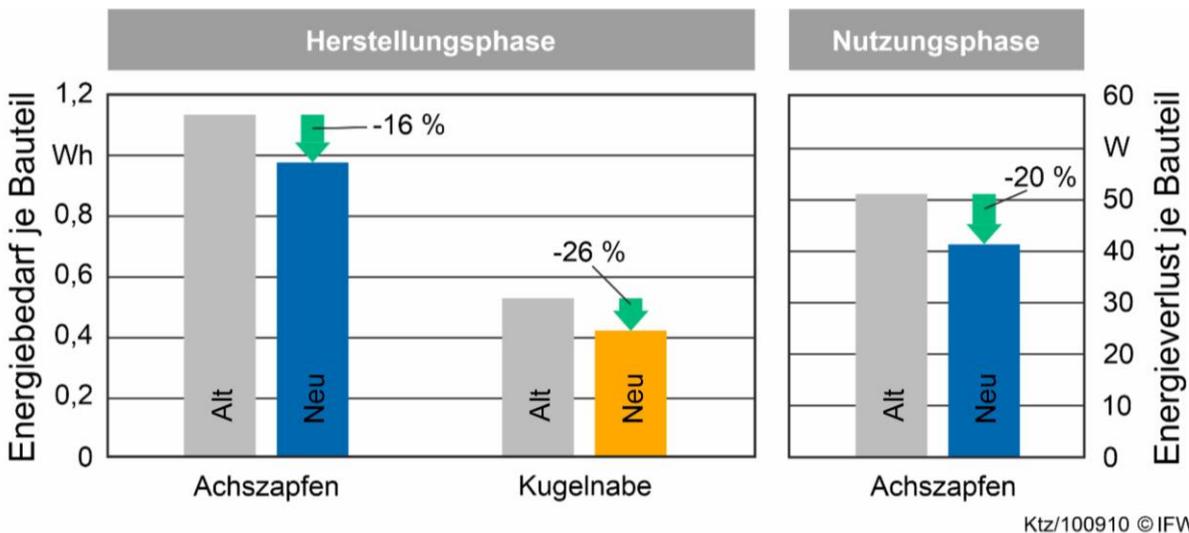
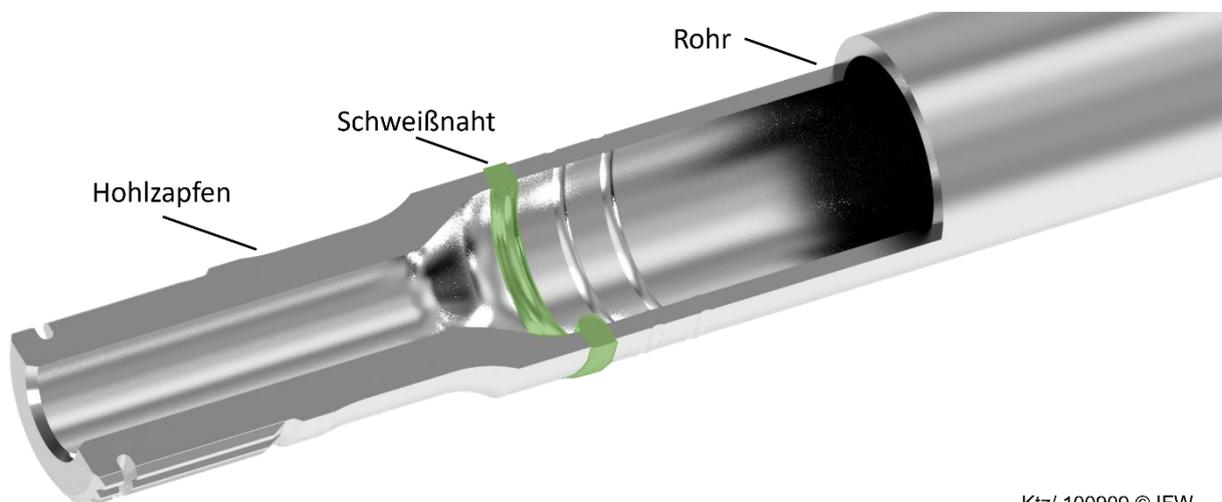


Bild 4-131: Energetische Bewertung der Anpassung von Kugelnabe und Achszapfen

4.6 Hohlzapfenwelle

In der Automobilindustrie existieren aktuell zwei wesentliche Bauarten von Drehmomentübertragenden Wellen. Die eine Bauart stellt die klassische Vollwelle dar, die durch eine mechanische Bearbeitung die funktionelle Außengeometrie erhält. Durch diese Art der Fertigung kann die Prozesskette sehr einfach und schnell auf Varianten mit unterschiedlichen Anschluss- und Längengeometrien umgerüstet werden. Neben der hohen Flexibilität weist diese Art der Fertigung einen tendenziell geringen Energiebedarf gegenüber einer umformtechnisch hergestellten Monoblockwelle auf. Die andere Bauart als Hohlbauteil ist verhältnismäßig leicht im Vergleich zu den Vollwellenvarianten, woraus ein positiver Effekt in der Nutzungsphase resultiert. Jedoch kann bei der Bearbeitung in langen Umformanlagen nicht flexibel auf Variantenänderungen reagiert werden. Durch die Auslegung des Bauteils als dreiteilig geschweißte Hohlzapfenwelle (HZW) können die Vorteile beider konventioneller Fertigungsstrategien miteinander kombiniert werden (Bild 4-132).



Ktz/ 100909 © IFW

Bild 4-132: Prinzipieller Aufbau der dreiteilig geschweißten Hohlzapfenwelle

Die Reduzierung des Energiebedarfs in der Nutzungsphase resultiert aus der Ausführung als Hohlbauteil mit individuellen Wandstärken von Mittelrohr und Zapfen. Aus dieser konstruktiven Anpassung resultiert eine neue Prozesskette, die in Bild 4-133 dargestellt ist. Die Komponenten der HZW werden separat und räumlich voneinander getrennt hergestellt. Das Mittelrohr wird als fertiges Stangenmaterial geliefert und auf Maß abgelängt. Die Zapfen werden vollständig spanend hergestellt, wodurch der Energiebedarf reduziert wird. Anschließend werden die Bauteile mittels Reibschweißen gefügt und nachbearbeitet. Erst in diesem späten Zeitpunkt der Prozesskette wird die Variante der Welle definiert. Längen und Anschlussvarianten können bereits in den vorherigen Schritten mit einfachen Anpassungen verändert werden.

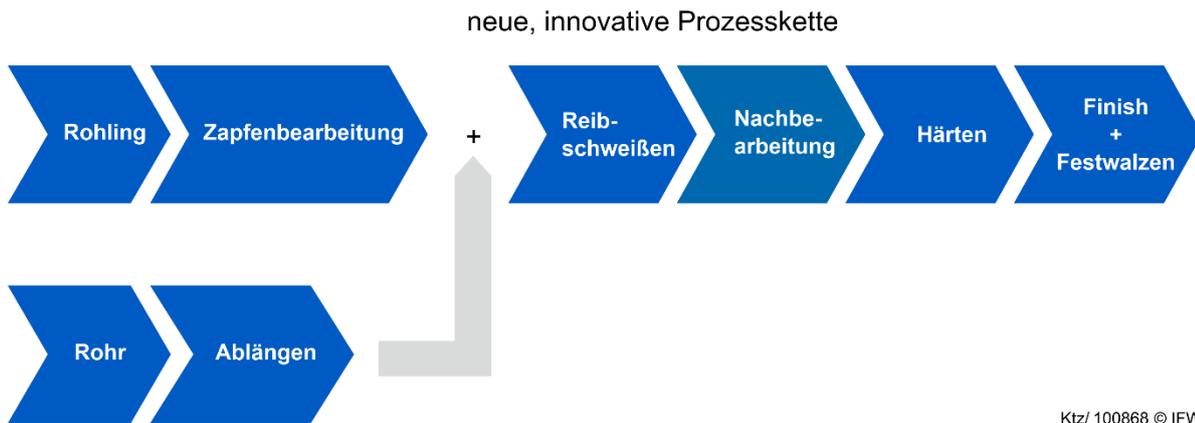


Bild 4-133: neuartige Prozesskette der Hohlzapfenwelle

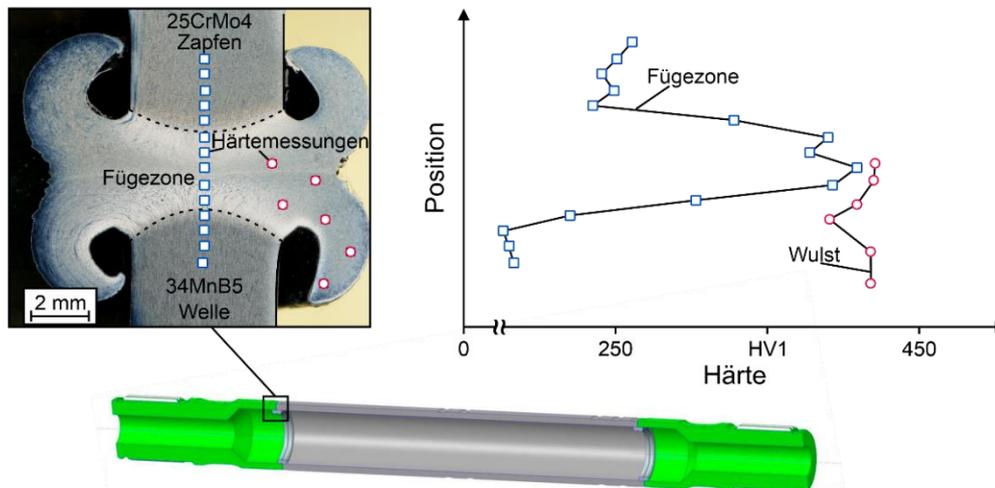
4.6.1 Fertigung der Komponenten

Für die Bearbeitung der Wellenzapfen wurden Strategien zur wirtschaftlichen Fertigung der Zapfenstücke entwickelt. Dabei mussten die Gegebenheiten an die bereits bestehenden Prozessketten und Werkzeugmaschinen der Volkswagen AG angepasst werden. Für die Herstellung der Zapfengeometrie sind, wie im Bild 4-134 dargestellt, drei Bearbeitungsschritte notwendig. Während die ersten Innen- und Außenbearbeitungsschritte in konventionellen CNC-Drehbearbeitungszentren durchgeführt werden können, ist für die Bearbeitung durch Wälzschälen ein vertikales Dreh-Fräsbearbeitungszentrum mit schwenkbarer A-Achse notwendig. Die Komponentenfertigung der Volkswagen AG verfügt aus bestehenden Prozessketten über Werkzeugmaschinen des Typs GILDEMEISTER CTV250, die diese Anforderungen erfüllen können. Durch die Projektpartner Gildemeister und Volkswagen wurden für diesen Maschinentyp Strategien zur Durchführung der Wälzschälprozesse für die Fertigung der Hohlzapfen entwickelt. Die ersten Prozessschritte wurden im Rahmen des Projekts auf konventionellen Dreh-Fräsbearbeitungszentren am Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen sowie bei Volkswagen durchgeführt. Hierbei wurden Maschinen des Typs GILDEMEISTER CTX800 eingesetzt.



Bild 4-134: Fertigungsschritte zur Herstellung der Zapfenkontur

Nach dem Fügen durch Reibschweißen weist die Hohlzapfenwelle eine Schweißwulst auf, die entfernt werden muss. Nach dem Abkühlen liegt eine Härtesteigerung in der Fügezone und in der Schweißwulst vor. In Bild 4-135 ist ein Querschliff mit Eindrücken der Härtemessungen dargestellt. Rechtsseitig sind die der vertikalen Position entsprechenden Härtewerte dargestellt.

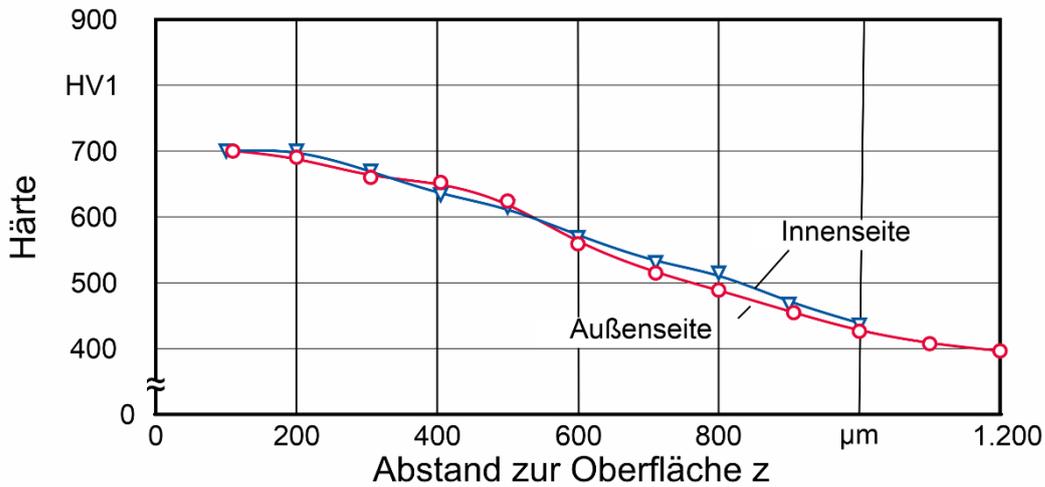


My/93267 © IFW

Bild 4-135: Härtesteigerung durch das Reibschweißen

Aus dem Reibschweißen resultieren lokale Härtesteigerungen. Um diese Wulst zu entfernen, wurden CBN-Wendescheidplatten des Projektpartners Gühring eingesetzt. Alternativ kann die Schweißwulst auch im glühenden Zustand an der Reibschweißanlage entfernt werden.

Nach dem Härtevorgang wurde die Hohlzapfenwelle durch Festwalzen behandelt, um einen für die Torsionsbelastung günstigen Oberflächen- und Randzonenzustand einzustellen. Der Zapfen weist auf der Innenseite einen Durchmesserübergang auf. An dieser Stelle liegt eine Spannungsüberhöhung vor, die üblicherweise in einer Rissinitiierung an dieser Position resultiert (Bild 4-132). Durch Einsatzhärten (Bild 4-136) entsteht ein inhomogener Härtezustand. Dies ist für die Belastbarkeit im Einsatz förderlich, da das Bauteil hierdurch einen duktilen Kern und eine hohe Härte in der Randzone aufweist. Beim Einsatzhärten wird eine Temperatur von 930 °C über 2,5-3 h gehalten, anschließend wird die Temperatur auf 850 °C reduziert und die Bauteile werden in Öl abgeschreckt. Das Bauteil wird abschließend bei 180 °C für 1,5-2 h angelassen. Es ist ersichtlich, dass die Härte an der Bauteilaußenseite 705 HV1 aufweist, die mit zunehmendem Abstand zur Bauteiloberfläche z abnimmt. Bei einer Tiefe von $z = 1.200 \mu\text{m}$ ist die Kernhärte von 390 HV1 erreicht.



Einsatzhärten:
 Haltetemperatur: 930 °C
 Haltedauer: 1,5-2 h
 Anlasstemperatur: 180 °C
 Anlassdauer: 2,5-3 h

Werkstück: Hohlzapfenwelle
 Abschnitt: Zapfen
 Werkstoff: 25CrMo4
 Kernhärte: 390 HV30
 Randoxidation: 32 µm



My/93307 © IFW

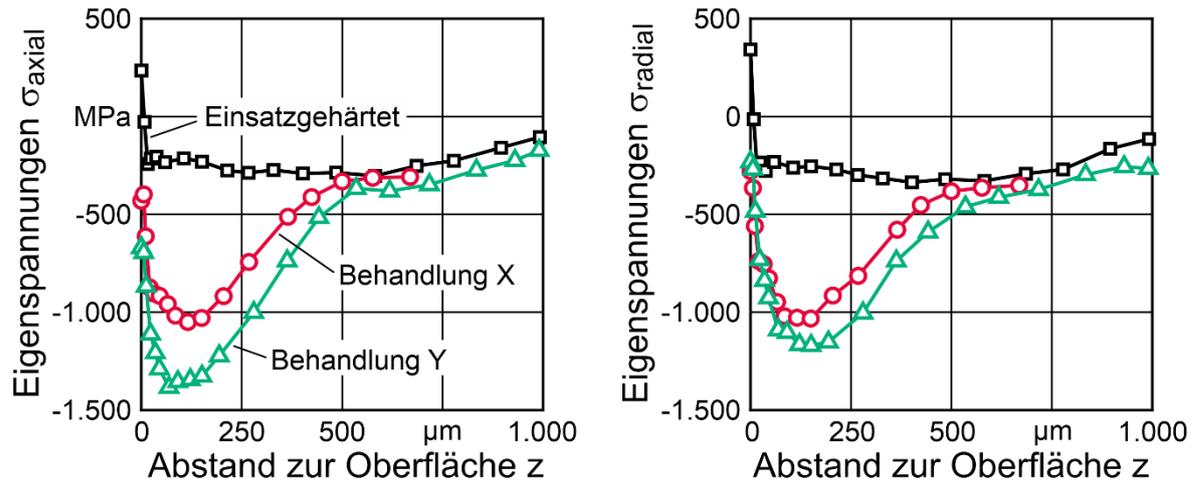
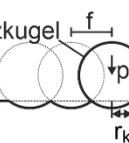
Bild 4-136: Härtetiefenverlauf nach dem Einsatzhärten

Der Eigenspannungszustand wird ebenfalls durch die Wärmebehandlung beeinflusst. In Bild 4-137 ist in schwarz der Eigenspannungstiefenverlauf einer einsatzgehärteten und angelassenen Hohlzapfen-Gelenkwelle ohne weitere Bearbeitungsschritte dargestellt. Nahe der Oberfläche liegen bis in eine Tiefe von $z = 30 \mu\text{m}$ Zugeigenspannungen vor. In darunterliegenden Lagen entstehen bis zur Einhärtetiefe von $R_{ht} = 1.200 \mu\text{m}$ in axialer und radialer Messrichtung Druckeigenspannungen mit einer Höhe von $\sigma \approx -300 \text{ MPa}$. Festwalzen unter Variation von Überdeckungsgrad und Vorschub unterschiedliche Eigenspannungszustände. Daraus wurden zwei Bearbeitungsparameter für die Untersuchung des Einflusses der Eigenspannungen auf die Lebensdauer unter Torsionsbelastung ausgewählt. In Tabelle 4-20 sind die Prozessstellgrößen für die Festwalzbearbeitung wiedergegeben. Für beide Varianten wurde der Walzdruck $p_w = 40 \text{ MPa}$ eingesetzt. Der Vorschub f wurde entsprechend angepasst, um Überdeckungsgrade $\ddot{u} = -22 \%$ und $\ddot{u} = 75 \%$ einzustellen. Bei einem negativem Überdeckungsgrad entsteht zwischen zwei gewalzten Bahnen ein Bereich der lediglich die plastische Verformung der benachbarten Walzbearbeitungen beeinflusst wird und nicht durch direkten Kugelkontakt.

Tabelle 4-20: Bearbeitungsparameter zur Festwalzbearbeitung der Hohlzapfenwellen

Parameter	Einheit	Behandlung X	Behandlung Y
Walzdruck p_w	MPa	40	40
Vorschub f	mm	0,57	0,12
Überdeckungsgrad \ddot{u}	%	-22	75

Die Eigenspannungsverteilungen nähern sich den durch die Wärmebehandlung eingebrachten an.

**Festwalzen:**Walzgeschwindigkeit: $v_r = 100$ m/minWalzdruck: $p_w = 40$ MPaÜberdeckungsgrad: $u = -22 \mid 70$ %Vorschub: $f = 0,48 \mid 0,12$ mm $u = 0\%$ **Werkzeug:**

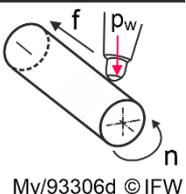
Ecoroll HG6

Kugel-Ø: $d_k = 6,35$ mm

Material: Keramik

Werkstück: 25CrMo4

Härte: 700 HV1



My/93306d © IFW

Bild 4-137: Eigenspannungstiefenverläufe nach dem Einsatzhärten und Festwalzen

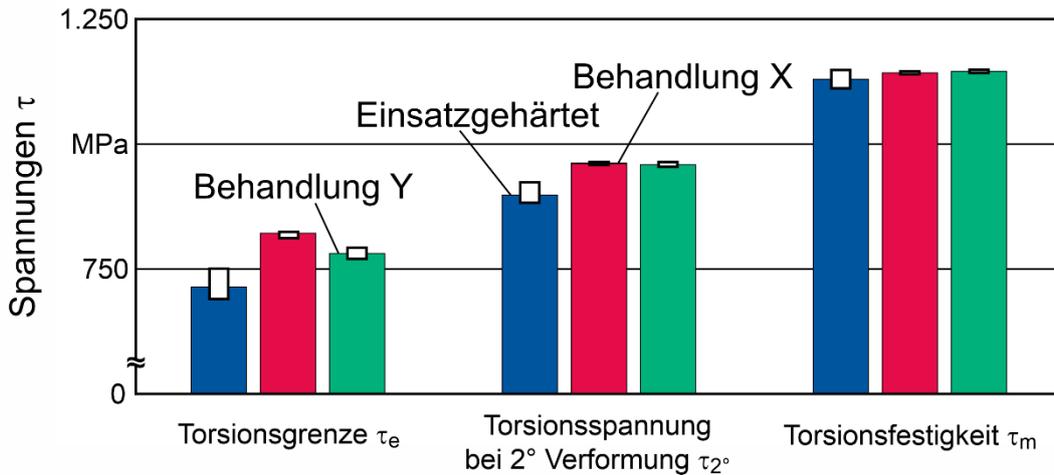
4.6.2 Erprobung der Musterprozesskette

Zur Erprobung der Musterprozesskette wurde mithilfe der Konsortialpartner Volkswagen AG, Ecoroll AG, Gildemeister Drehmaschinen GmbH und am IFW eine Kleinserie gefertigt. Die auf diese Weise hergestellten Hohlzapfenwellen wurden einer quasistatischen und dynamischen Torsionsprüfung bei der Volkswagen AG unterzogen. Parallel zur Ermittlung der statischen Festigkeit wurde die Langzeitfestigkeit auf einem Sincotec Torsions-Resonanzprüfstand ermittelt. Das maximal einstellbare Torsionsmoment beträgt $M_T = 2.000$ Nm.

a. Statische Belastbarkeit

Durch das Festwalzen werden bei einer Superposition der Last- und Eigenspannungen die Spannungszustände verändert. Dies führt üblicherweise zu einer Erhöhung der mechanischen Belastbarkeit. Zum Prüfen des Einflusses der Festwalzbearbeitung auf die mechanische Belastbarkeit der Hohlzapfenwelle wurden die Bauteile sowohl statischen als auch dynamischen Lebensdauerprüfungen unterzogen. Hierfür wurden die zuvor beschriebenen Torsionsprüfstände eingesetzt. Die Versuche wurden dreifach durchgeführt.

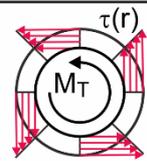
In Bild 4-138 sind die resultierenden Kennwerte für die unterschiedlichen Bearbeitungen unter statischer Last dargestellt. Eine Bearbeitung mit Behandlung X führt zu einer Steigerung der Torsionsgrenze um 14,5 % im Vergleich zur einsatzgehärteten Referenz. Die Erhöhung der Torsionsspannung bei 2° Verformung τ_{2° beträgt lediglich 7,1 %. Für das Einsatzverhalten bei quasistatischer Belastung und für eine Bauteilauslegung ist Behandlung X zu bevorzugen, da plastische Verformung beim Einsatz im Kraftfahrzeug grundsätzlich vermieden werden sollte. Dementsprechend ist für eine Auslegung für den Einsatz im PKW die Torsionsgrenze τ_e das entscheidende Kriterium.

**Festwalzen:**Walzgeschwindigkeit: $v_r = 100$ m/minWalzdruck: $p_w = 40$ MPaÜberdeckungsgrad: $u = -22 \mid 75$ %Vorschub: $f = 0,48 \mid 0,11$ mm**Torsionsbelastung:**

Prüfmaschine:

max. Torsionsmoment:

GIM LCF-Prüfstand

 $M_{T,max} = 6.000$ Nm

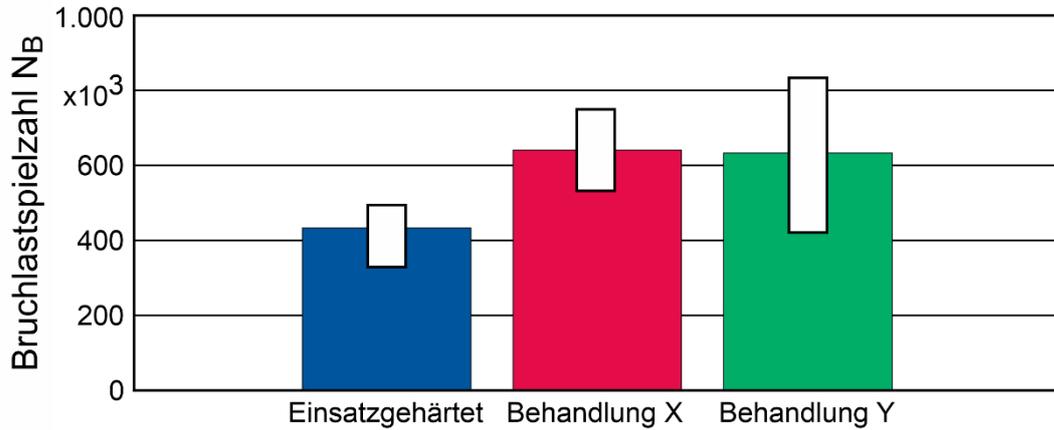
My/93671 © IFW

Bild 4-138: Einfluss der Festwalzbehandlung auf die statische Belastbarkeit

b. Dynamische Belastbarkeit

Die Untersuchungen zur Ermittlung der dynamischen Belastbarkeit wurden am Resonanzprüfstand mit einer eingestellten Torsionsspannung $\tau_r = 352$ MPa durchgeführt. Die Versuche wurden zweifach angesetzt. Die aus der dynamischen Prüfung resultierenden Bruchlastspielzahlen N_B sind in Bild 4-139 dargestellt. Dies bedeutet, dass durch die Festwalzbearbeitung eine Steigerung der Lebensdauer um 48 % bzw. 46 % resultiert. Diese Steigerung zeigt, dass durch die gezielte Einstellung eines Druckeigenspannungszustands eine deutliche Steigerung der Lebensdauer möglich ist. Dabei sind die Unterschiede zwischen Bauteilen mit unterschiedlichen Eigenspannungstiefenprofilen weniger erheblich als bei statischer Belastung. Dies ist durch die geringeren Torsionsspannungen τ_r bei der dynamischen Belastung begründet.

Aus diesen Untersuchungen wird deutlich, dass ein Potential zur Steigerung der statischen Belastbarkeit und der Lebensdauer durch die an die Herstellung anschließende Festwalzbearbeitung besteht. Hierbei resultiert die größte Steigerung der Lebensdauer nicht aus den höchsten Eigenspannungen. Als Ursache wird durch die vorliegenden Untersuchungen eine lokale Überschreitung der Streckgrenze angenommen.

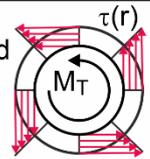


Festwalzen:

Walzgeschwindigkeit: $v_r = 100$ m/min
 Walzdruck: $p_w = 40$ MPa
 Überdeckungsgrad: $u = -22 | 75$ %
 Vorschub $f = 0,48 | 0,11$ mm

Dynamische Torsionsbelastung:

Prüfmaschine: Sincotec Resonanzprüfstand
 Torsionsspannung: $\tau_r = 352$ MPa



My/93672 © IFW

Bild 4-139: Einfluss der Festwalzbearbeitung auf die Lebensdauer

4.6.3 Zusammenfassung und technologische Bewertung der Maßnahmen

Um den Energieeinsatz während der Herstellung und im Einsatz von Gelenkwellen zu minimieren, wurden die Prozessketten zur Herstellung dieser Bauteile optimiert. Diese Anpassung erfolgte auf Basis einer Änderung des Produktdesigns, das durch den Einsatz einer neuartigen Prozesskette umgesetzt werden konnte. Durch Reibschweißen von Schaft- und Zapfenelementen ist es möglich, alle Komponenten hohl auszuführen und dadurch das Bauteilgewicht zu reduzieren. Ebenfalls können unterschiedliche Rohrlängen und Zapfenvarianten mit einer Prozesskette kombiniert werden. Im Rahmen der Überarbeitung der Zapfenfertigung wurden Wälzschälprozesse eingesetzt, die herkömmliche Räumprozesse ersetzen. Hieraus resultiert ebenfalls eine gesteigerte Flexibilität hinsichtlich der herstellbaren Bauteilgeometrien. Die dadurch resultierende Variantenvielfalt bewirkt eine Verringerung der Investitions- und Rüstkosten bei Variantenumstellungen. Durch Festwalzen ließ sich eine Steigerung der quasistatischen Belastbarkeit um 14,5 % und eine Steigerung der dynamischen Lebensdauer um 48 % einstellen.

Zapfen: Festwalzen
hochbelasteter Regionen

Rz Rauheit **Eigen**spannungen

Zapfen: Wälzschälen statt Räumen

A B Varianten-
vielfalt **Prozess-**
schritte

Fügen durch Reibschweißen:
ermöglicht die Fertigung mit Hohl Schaft

Gewicht **A B** Varianten-
vielfalt

Verbesserung der Prozesskette bezüglich:

Zeit **Energie** **Ressourcen**

My/ 93313 © IFW

Bild 4-140: Maßnahmen zur Optimierung der Prozesskette zur Fertigung von Hohlzapfenwellen

Im Rahmen der Untersuchungen konnte nachgewiesen werden, dass es möglich ist, die Prozesskette gemäß dem Projektziel einzusetzen. Hieraus resultiert ein leichteres, quasistatisch und dynamisch belastbares Bauteil. Auch lässt sich die Variantenvielfalt erhöhen.

4.6.4 Energetische Bewertung

Die energetischen Optimierungen am Bauteil der Profilhelle durch die Realisierung einer neuen und innovativen Hohlzapfenwelle resultieren zum einen aus einer energieeffizienten Fertigung und zum anderen aus einer deutlichen Materialersparnis. Bei der reinen Betrachtung der Fertigungsenergie konnte erstmals eine hohle Leichtbauwelle für die Hinterachsenanwendung vollständig spanend hergestellt werden, mit der ca. 4 % weniger Energie je Bauteil gegenüber konventionellen Leichtbauwellen benötigt wird. Aufgrund der möglichen Varianz dieser neuen Prozesskette können zusätzlich Umrüstzeiten bestmöglich reduziert werden, wodurch energieaufwändige Nebenzeiten entfallen, was in der Energiebetrachtung noch nicht eingerechnet wurde. Durch Einbezug der Materialersparnis kann entgegen konventionellen Leichtbauwellen ca. 25 % Energie eingespart werden. Trotz dem energetischen Mehraufwand von ca. 20 % gegenüber Vollwellen kann unter Einbezug der Materialersparnis ca. 57 % Energie eingespart werden. Dies entspricht ca. 29.370 MWh jährlich. Durch die gewichtsreduzierte Komponente wird zusätzlich in der Nutzungsphase bei ca. 219.000 neuzugelassenen Fahrzeugen 82.680 t CO₂ weniger emittiert.

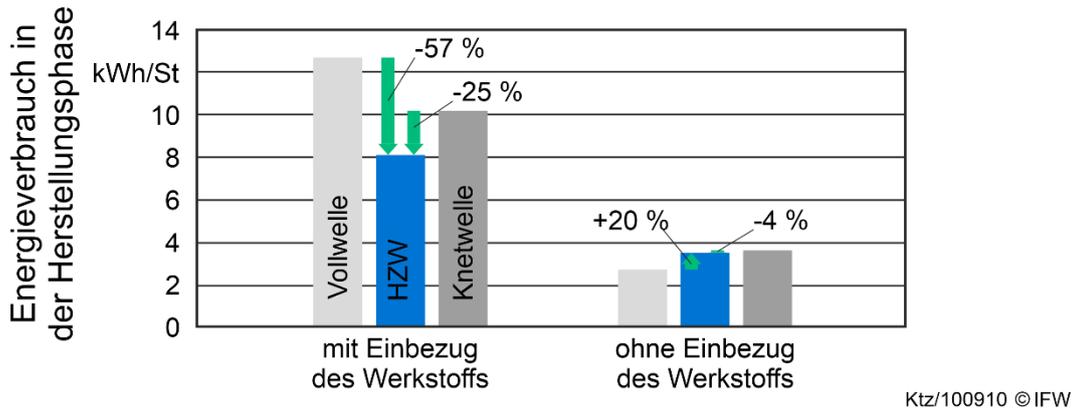


Bild 4-141: Energetische Bewertung der neuen, innovativen Hohlzapfenwelle im Vergleich zu konventionellen Profilhellen

Somit kann für die Gleichlaufgelenkbauteile aus Kapitel 4.5 und der Hohlzapfenwelle folgendes Einsparpotential innerhalb eines Jahres für Deutschland zusammengefasst werden:

Tabelle 4-21: Energetisches Einsparpotential Gelenkbauteile in der Fertigungs- und Nutzungsphase

Bauteil	Maßnahme 1	Maßnahme 2	Einsparpotential pro Jahr	
			Fertigung	Betrieb
Achszapfen	Wegfall Hartfräsen	Mikrostrukturen	86 MWh	2.012 t CO ₂
Kugelnabe	Werkstoffreduktion	Entfall Hartfräsen	382 MWh	
Welle	Werkstoffreduktion	Innovative Leichtbau Prozesskette	29.370 MWh	82.680 t CO ₂
Summe			29.838 MWh	84.692 t CO₂

4.7 Flügelzellenpumpe

In diesem Teilprojekt wird die Flügelzellenpumpe betrachtet. Das Hauptziel ist die Steigerung der Energieeffizienz der Flügelzellenpumpe durch das Einbringen von Mikroschmieraschen in den Kurvenring.

4.7.1 Reibungsreduktion in der Flügelzellenpumpe

Der tribologische Kontakt zwischen den Flügeln und dem Kurvenring ist in Bild 4-142 dargestellt. Wie in Kapitel 4.2 skizziert ist, kann durch das Einbringen von Mikroschmieraschen die Reibung reduziert werden. Die Herausforderungen in diesem Teilprojekt waren die Auslegung der Mikrostruktur sowie deren Fertigung. Die Mikroschmieraschen sollten in die Innenfläche des Rings eingebracht werden. Zudem war ein Pumpenprüfstand notwendig, um das Einsatzverhalten der mikrostrukturierten Flügelzellenpumpen bewerten zu können.

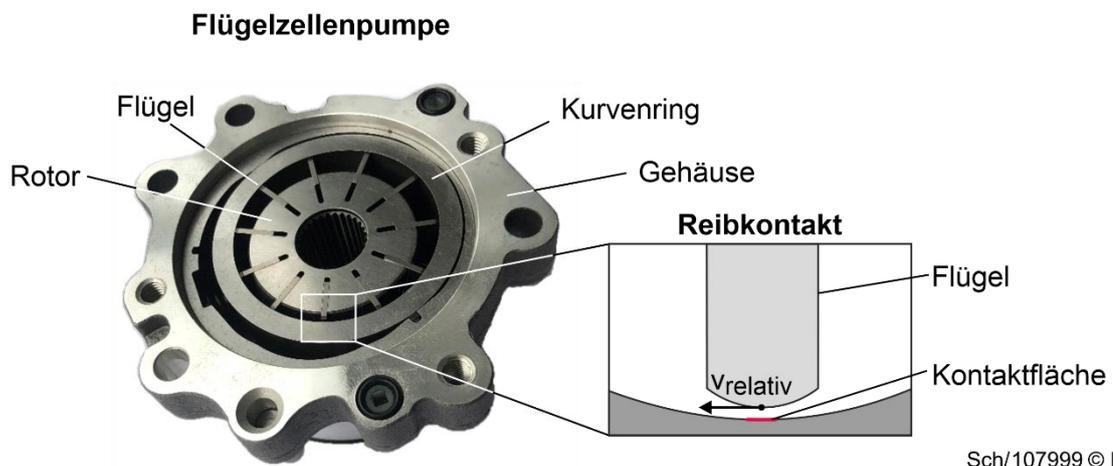


Bild 4-142: Reibkontakt innerhalb der Flügelzellenpumpe

4.7.2 Technisch-Wissenschaftliche Umsetzung

Zunächst wurde ein Simulationsmodell des Reibkontakts durch das IMKT entwickelt, um die Schmieraschen auszulegen. Hieraus wurden Anforderungen zur Herstellung der Mikroschmieraschen abgeleitet. Anschließend wurden Werkzeuge zum Einbringen der Schmieraschen in Flügelzellenpumpe entwickelt und die Werkzeuge durch die Gühning KG hergestellt. Abschließend erfolgten das Mikrostrukturieren der Pumpenringe sowie Einsatzuntersuchungen auf einem Pumpenprüfstand der Robert Bosch GmbH.

a. Simulative Auslegung der Schmieraschengeometrie

Die simulative Auslegung erfolgte durch Bestimmung der Kontaktbedingungen zwischen Flügelkuppe und Kurvenring. Dabei ergab sich aufgrund der Pumpengeometrie eine maximale tangentiale Kontaktlänge von 42 μm . Eine Überschreitung dieser Breite würde zu Undichtigkeit der Pumpe führen.

Es wurde untersucht, welcher hydrodynamische Druck sich innerhalb der Schmierasche aufbauen lässt. Elliptische Geometrien sind zu bevorzugen (Bild 4-143). Die durch die Simulation bestimmte ideale elliptische Schmieraschengeometrie hat eine Breite von 20 μm in tangentialer Richtung (Reibrichtung) und eine Tiefe von weniger als 5 μm . Die Länge der Taschen konnte variabel gewählt werden, solange sie in axialer Richtung unterbrochen werden, um Schwingungen zu vermeiden.

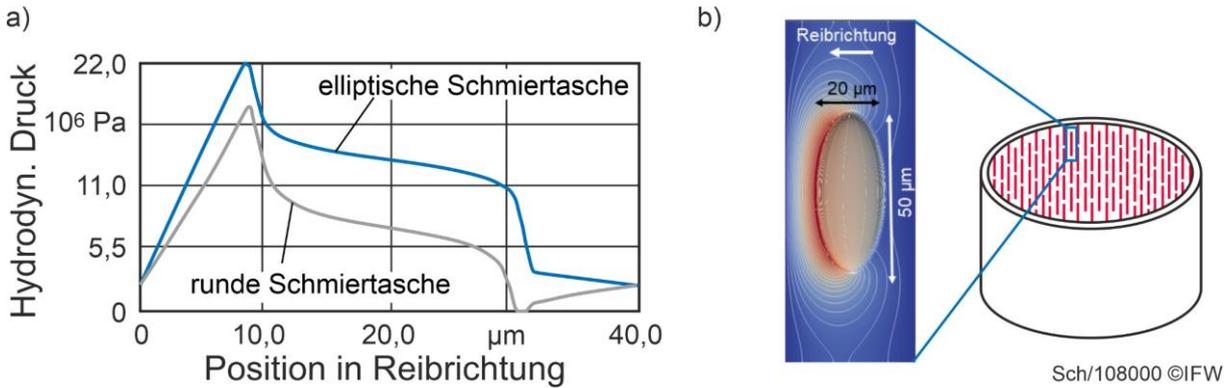


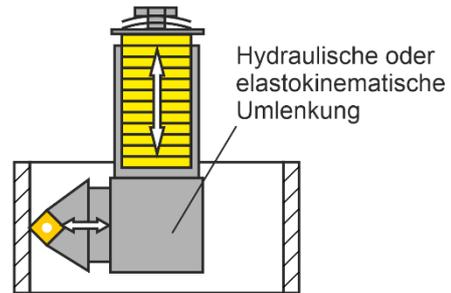
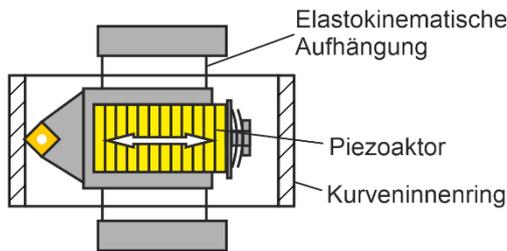
Bild 4-143: a) Simulierter Druckaufbau, b) Druckverteilung und Taschengeometrie

b. Machbarkeitsstudien

Parallel zu den simulativen Untersuchungen wurde die spanende Herstellung von Mikro-schmiertaschen untersucht. Die in Bild 4-144 gezeigten Prinzipien zur spanenden Bearbeitung waren denkbar. In den Konzepten a) und b) war eine radiale Schnittrichtung vorgesehen, in den Konzepten c), d) und e) dagegen eine axiale Schnittrichtung.

a) Radial angeordneter Piezoaktor

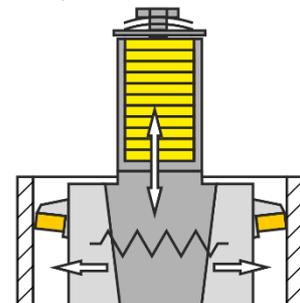
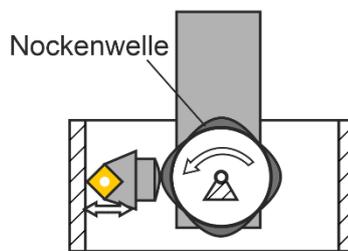
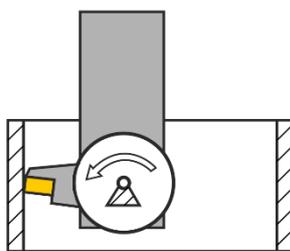
b) Axial angeordneter Piezoaktor



c) Angetriebenes Werkzeug

d) Nockensteuerung

e) Stoßen



Bm/95092 © IFW

Bild 4-144: Mögliche spanende Werkzeugkonzepte für die axiale Mikrostrukturierung

Für die Werkzeuge zum Strukturieren wären aus Gründen der Schnittgeschwindigkeit bei der Zerspanung Piezoaktoren mit Frequenzen von mehr als 6.000 Hz notwendig gewesen, um ausreichend kurze und tiefe Taschen zu erreichen (Bild 4-145).

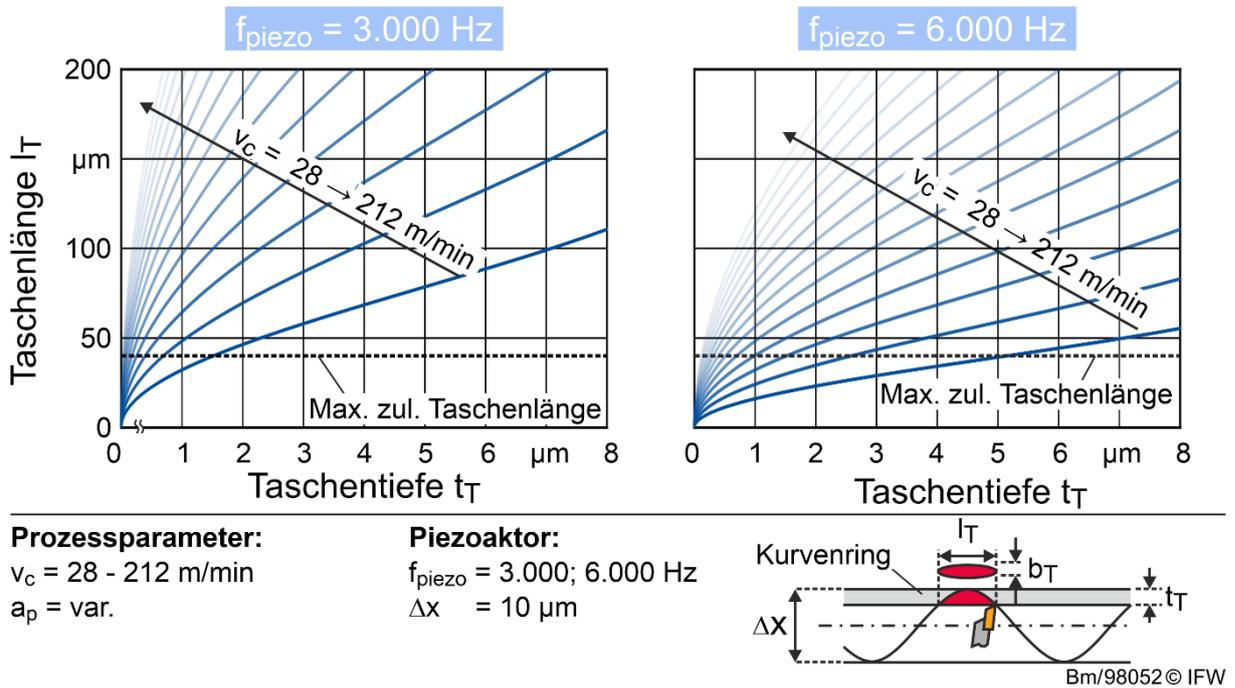


Bild 4-145: Herstellbare Mikroschmierfugegeometrien mit piezoaktorischer Zerspanung
 Aufgrund sehr geringer notwendiger Werkzeugeckenradien bei spanenden Verfahren (Bild 4-146) schieden diese schließlich aus Stabilitätsgründen zu Gunsten umformender Verfahren aus. Als umformendes Verfahren wurde Strukturwalzen eingesetzt.

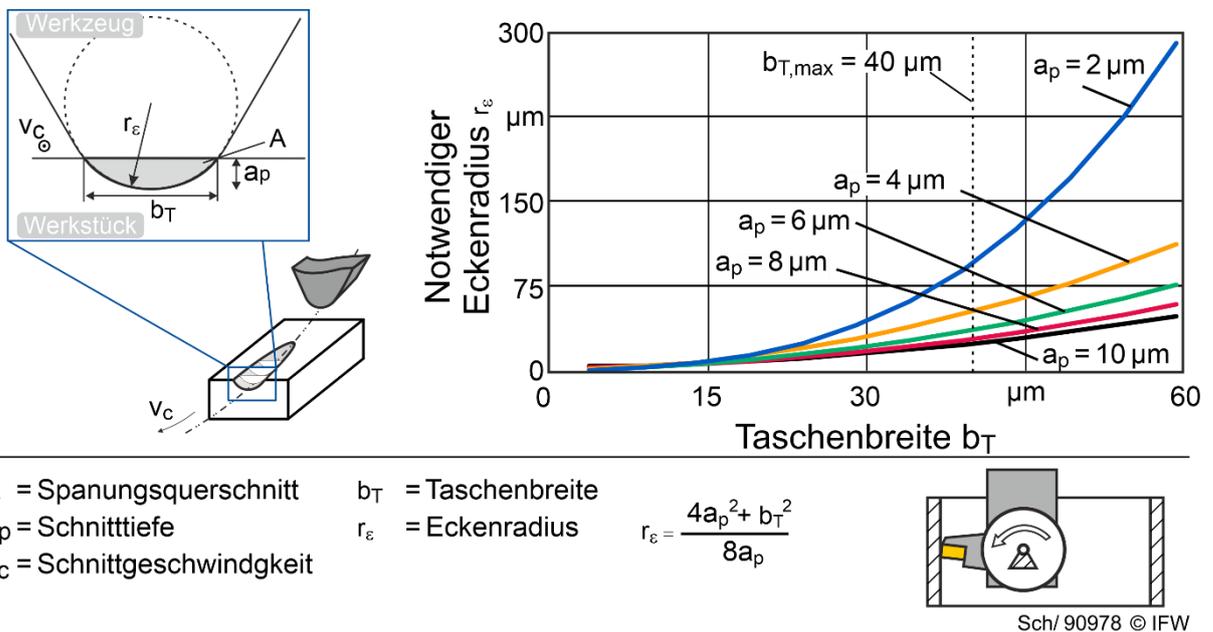
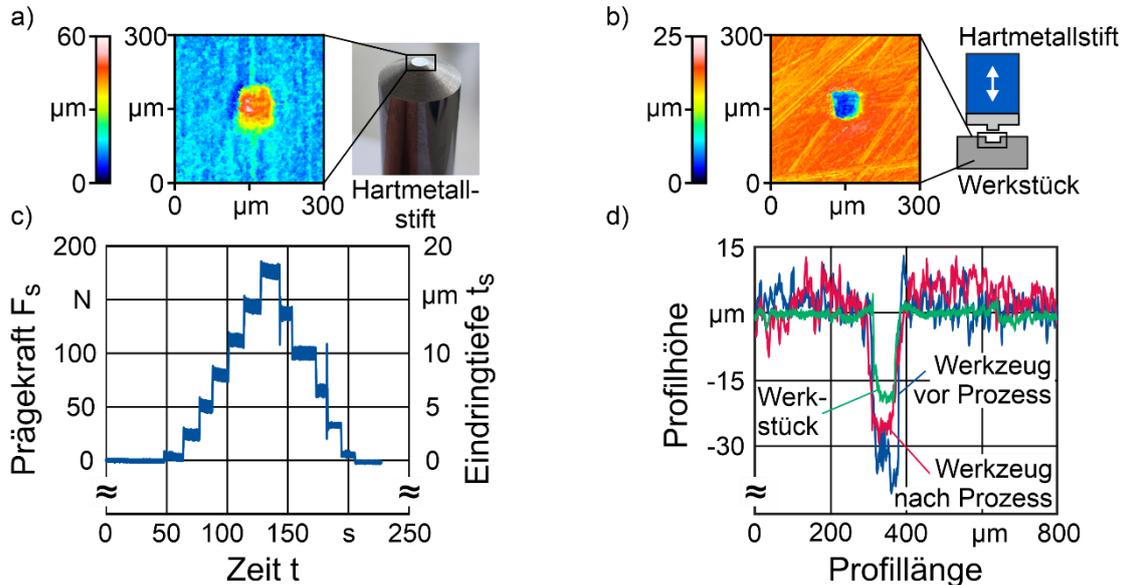


Bild 4-146: Minimal herstellbare Schmierfugebreite in Abhängigkeit des Schneideckenradius

c. Prototypische Umsetzung und Funktionstests

In Voruntersuchungen für die umformtechnische Herstellung der Mikroschmierfugen wurden Hartmetallstifte auf der Stirnseite mit dem Negativ einer einzelnen quadratischen Schmierfuge (Bild 4-147a) in ein Werkstück eingedrückt, während die Eindringtiefe (Bild 4-147d) und die auftretenden Kräfte aufgezeichnet wurden (Bild 4-147b). In Bild 4-147c

ist die hergestellte Topografie einer Tasche zu sehen. Die Mikrostrukturen ließen sich folglich durch Walzen einbringen.



Prägeprozess:
 Vorschubschrittweite $f_p = 2 \mu\text{m}$
 Prägefläche $A_p = 3.600 \mu\text{m}^2$

Werkstück:
 100Cr6, 62 HRC
 $R_z = 1,5 \mu\text{m}$

Sch/99211 © IFW

Bild 4-147: a) Topografie Hartmetallstift, b) Topografie Werkstück, c) Prägekraft und Eindringtiefe während des Prozesses, d) Profilschnitte nach dem Prozess

Danach wurden Strukturwalzwerkzeuge durch Schleifen hergestellt. Der Versuchsaufbau mit Analogiewerkstücken ist in Bild 4-148 dargestellt. Dies erlaubt erste Grundlagenuntersuchungen zu den auftretenden Prozesskräften und der resultierenden Mikrostrukturgestalt.

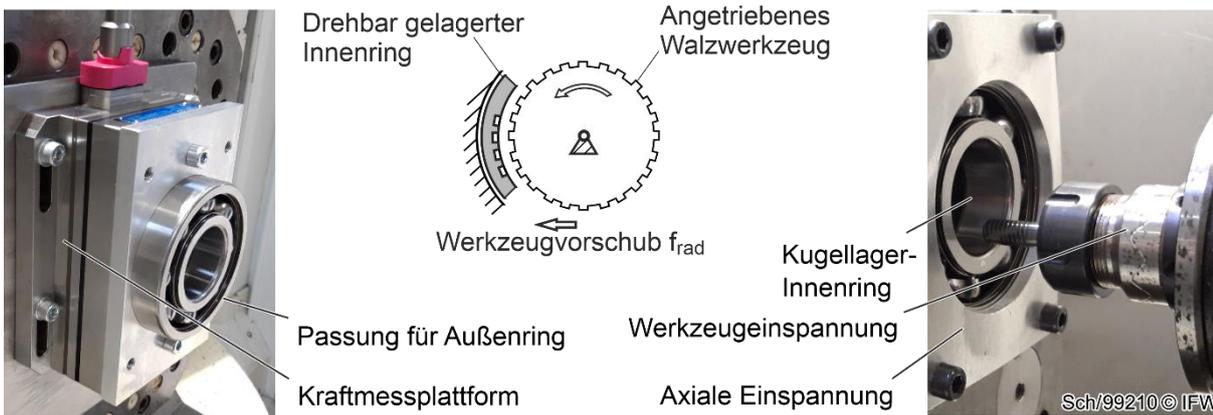


Bild 4-148: Aufbau von Voruntersuchungen zum Strukturwalzen

Mit diesem Aufbau ließen sich Mikrostrukturen mit einer Tiefe von bis zu $19 \mu\text{m}$ herstellen (Bild 4-149). Die scharfkantige Geometrie des Abformwerkzeugs bildet sich im Werkstück als geometrisch definierte Vertiefung ab.

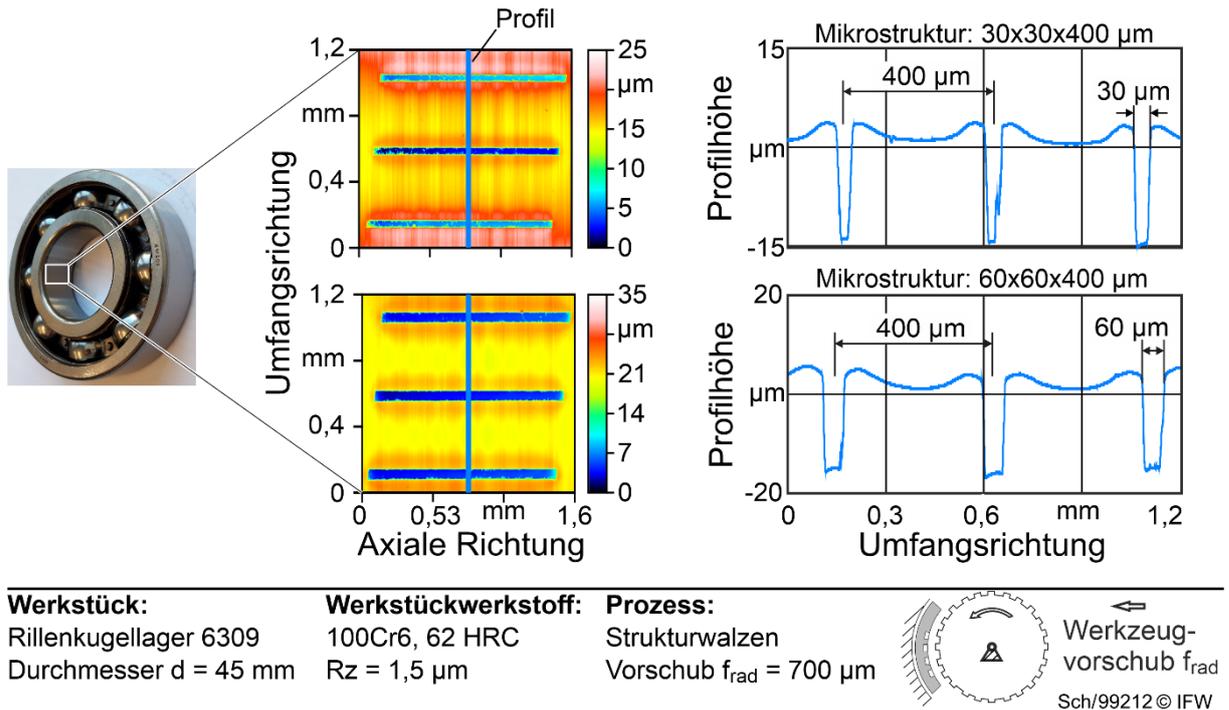
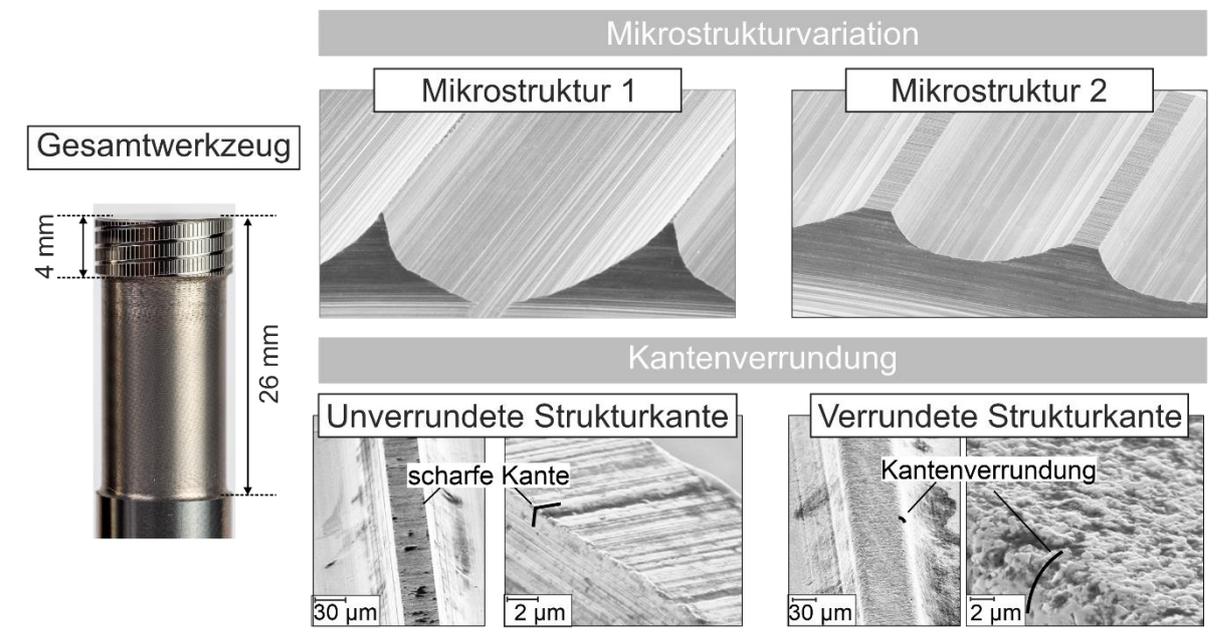


Bild 4-149: Durch Strukturwalzen hergestellte Mikrostrukturen

d. Realisierung des Fertigungsprozesses

Nach diesen Voruntersuchungen wurde ein Demonstratorprozess aufgebaut. Es wurden verschiedene Werkzeuge mit unterschiedlichen Mikrostrukturen hergestellt. Die Mikrostruktur und die Kantenverrundung wurden variiert (Bild 4-150 rechts).

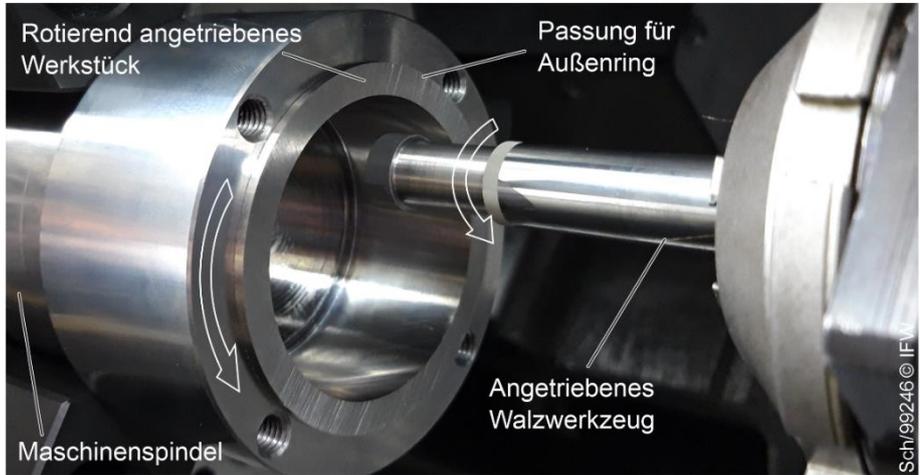


Werkzeug: Durchmesser $d_{\text{WZ}} = 12 \text{ mm}$ Länge $l_{\text{WZ}} = 100 \text{ mm}$	Werkzeug-Werkstoff: Feinstkorn-Hartmetall Co-Gehalt: 10 %	Mikrostruktur-Herstellung: Schleifen, Strahlen
---	--	--

Sch/107992 © IFW

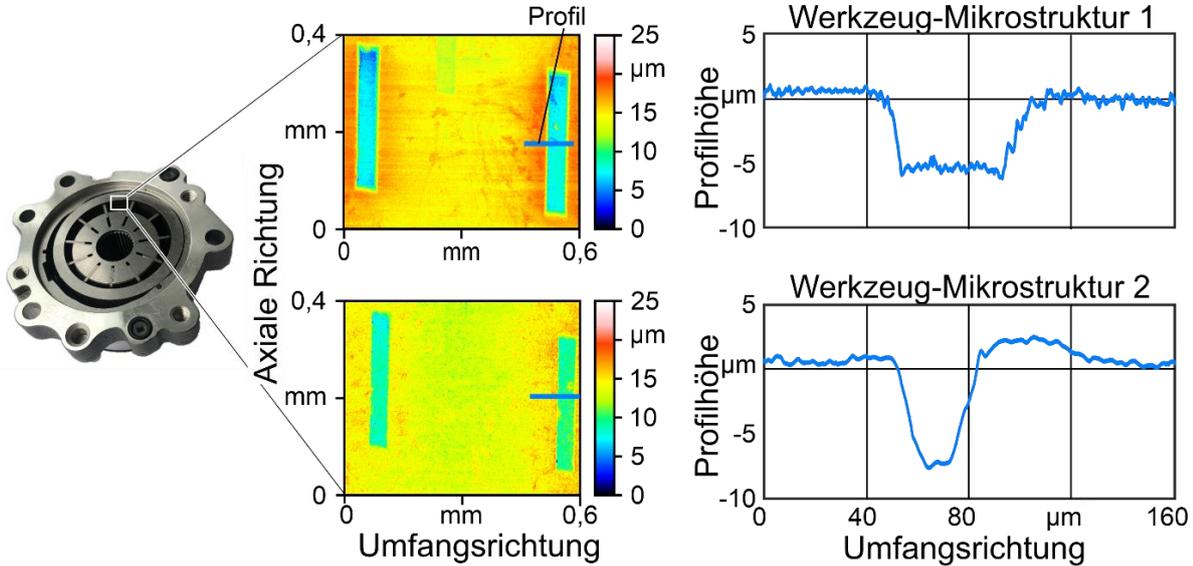
Bild 4-150: Mikrostrukturiertes Strukturwalzwerkzeug

Die Mikrostrukturierung erfolgte auf einer GILDEMEISTER CTX800-Drehmaschine. Werkzeug und Werkstück wurden während der Strukturierung angetrieben, sodass im Kontaktpunkt keine Relativgeschwindigkeit auftritt und das Werkzeug auf der Werkstückoberfläche abwälzt. In Bild 4-151 ist der Versuchsaufbau gezeigt. Das Werkstück wurde axial gespannt, um Verformungen zu vermeiden.



Werkstück: Flügelzellenpumpen- Kurvenring d = 45 mm	Werkstoff: 100Cr6 Härte = 62 HRC Rz = 1,5 µm	Prozess: Strukturwalzen Walztiefe: 200 µm	
---	--	--	--

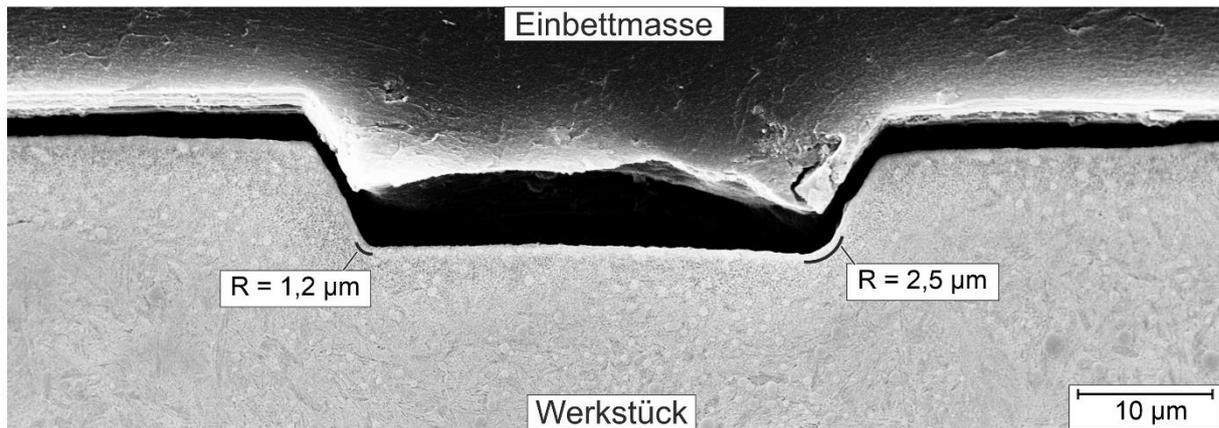
Bild 4-151: Versuchsaufbau zum Strukturwalzen



Werkstück: Flügelzellenpumpe Durchmesser d = 45 mm	Werkstückwerkstoff: 100Cr6, 62 HRC Rz = 1,5 µm	Prozess: Strukturwalzen Vorschub f_{rad} = 200 µm	
---	---	--	---

Bild 4-152: Topografiemessung und Querschnittsprofil von unterschiedlichen Taschengeometrien

Ein Beispiel für die erzeugten Mikroschmieraschen ist in Bild 4-152 dargestellt. Die Tiefe der Schmieraschen betrug 6 - 8 µm, was geringfügig tiefer ist als die ideale Schmieraschentiefe, die in Kapitel 4.7.2 festgelegt wurde. Die Schmieraschengeometrie anhand eines Schlibbildes zeigt Bild 4-153.



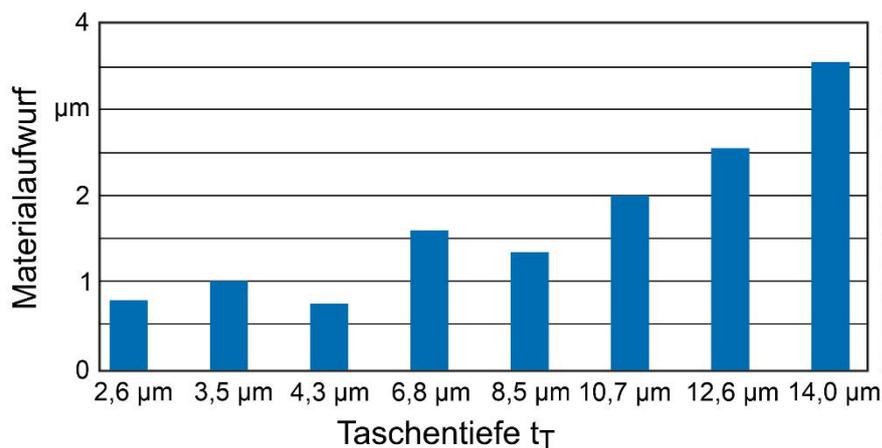
Werkstück:	Werkstoff:	Werkzeugmaschine:
Flügelzellenpumpen-Kurvenring d = 45 mm	100Cr6 Härte = 62 HRC Rz = 1,5 µm	Gildemeister CTX800 Beta



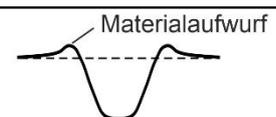
Sch/107974 © IFW

Bild 4-153: REM-Aufnahme eines Schliffbildes einer gewalzten Mikroschmierlasche

Um den Materialaufwurf beim Eindringen in Grenzen zu halten, wurde die Taschentiefe auf 5 µm begrenzt (Bild 4-154).



Werkstück:	Werkstückwerkstoff:	Werkzeugmaschine:
Rillenkugellager 6309 Durchmesser d = 45 mm	100Cr6, 62 HRC Rz = 1,5 µm	Gildemeister CTX800

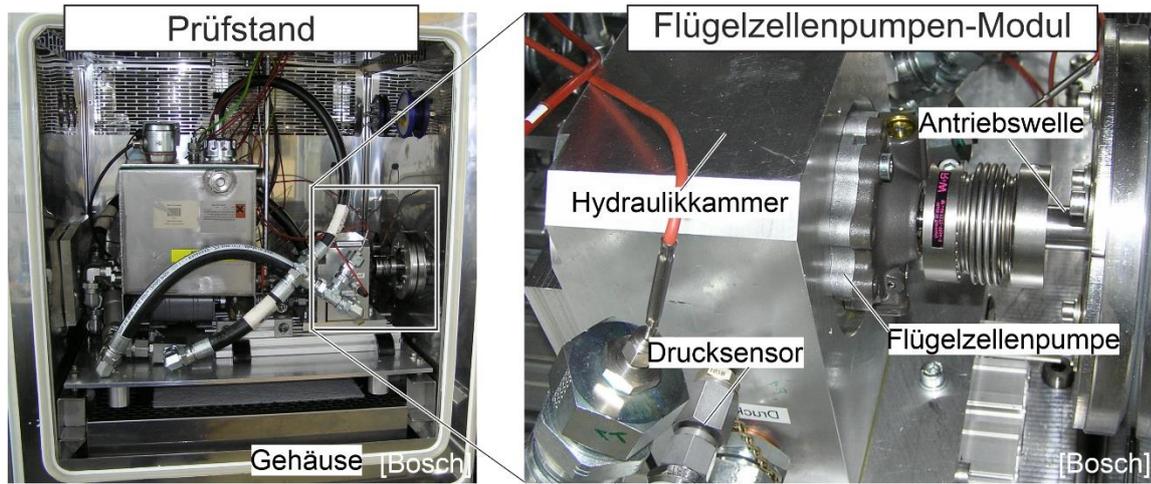


Sch/107971 © IFW

Bild 4-154: Materialaufwurf beim Strukturwalzen in Abhängigkeit der Strukturtiefe

4.7.3 Energetische Bewertung

Flügelzellenpumpen-Kurvenringe lassen sich durch Strukturwalzen mikrostrukturieren. Das Einsatzverhalten von Pumpen mit derart strukturierten Flügeln wurde in einem Prüfstand getestet. In Bild 4-155 ist der Prüfstand dargestellt. Gemessen wurden u. a. das Drehmoment und der Durchfluss.



Betriebsparameter:

Maximaltemperatur $T_{max} = 140 \text{ }^\circ\text{C}$
 Maximaldrehzahl $n_{max} = 9.000 \text{ min}^{-1}$
 Maximaldruck $p_{max} = 22 \text{ bar}$

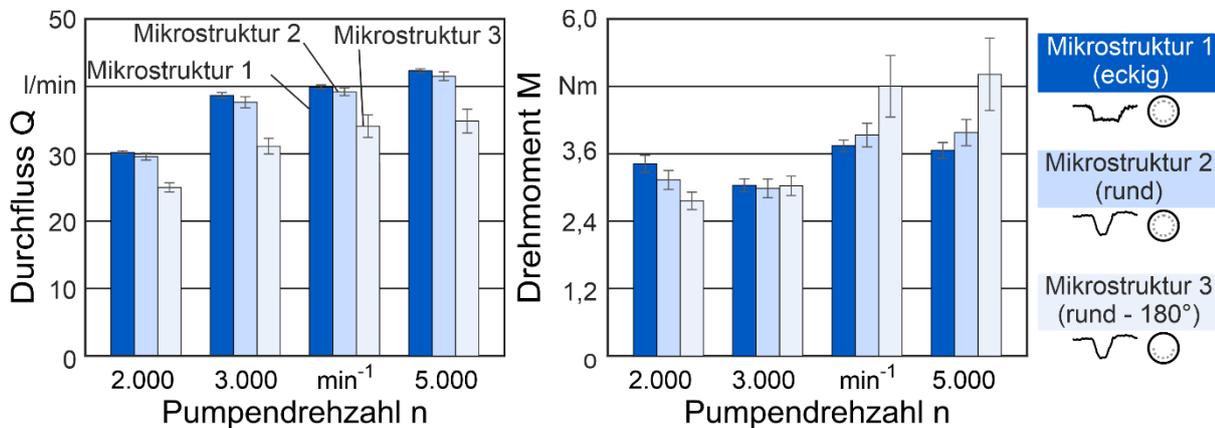
Werkstück:

Flügelzellenpumpe Bosch VGP1, 100Cr6, 62 HRC
 Max. Ausstoßvolumen $V_{Ausstoß, max} = 16,5 \text{ cm}^3/\text{U}$

Sch/99237 © IFW

Bild 4-155: Pumpenprüfstand

Das Drehmoment und die Durchflussmenge der Pumpe für drei verschieden strukturierte Kurvenringe sind in Bild 4-156 gegenübergestellt. Bei den Drehzahlen 4.000 und 5.000 min^{-1} weist die Pumpe mit eckigen Mikrostrukturen den höchsten Durchfluss bei gleichzeitig niedrigsten Drehmomenten auf. Das bedeutet, dass bei den eckigen Mikrostrukturen geringere Reibungsverluste auftraten. Die Unterschiede zwischen den auf dem ganzen Umfang mikrostrukturierten Kurvenringen sind jedoch gering.



Werkstück:

Flügelzellenpumpe Bosch VGP1
 Max. Ausstoßvolumen $V_{Ausstoß, max} = 16,5 \text{ cm}^3/\text{U}$

Werkstückwerkstoff:

100Cr6, 62 HRC
 $R_z = 1,5 \text{ } \mu\text{m}$



Sch/108024 © IFW

Bild 4-156: Ergebnisse des Pumpenprüfstandslaufs bearbeiteter Flügelzellenpumpen

4.8 Digitaler Demonstrator

Zur Darstellung der erarbeiteten Ergebnisse aus den vorangegangenen Teilprojekten wurde vom ITV in Zusammenarbeit mit den Projektpartnern ein digitaler Demonstrator mit der Software Matlab für die Herstell- und die Nutzungsphase sowie für Lebensdauerbetrachtungen entwickelt. Auf Anfrage kann der Demonstrator zur Verfügung gestellt werden. (office@itv.uni-hannover.de)

Für detaillierte Betrachtungen steht dem Benutzer unter den Reitern der Herstellungs- sowie Nutzungsphase die Option zur Verfügung, die einzelnen Ergebnisse der Teilprojekte dieses Verbundprojektes einzusehen und anzupassen. Das schematische Vorgehen im Demonstrator zeigt Bild 4-157. Die jeweiligen Ergebnisse beruhen auf einer Differenzbildung zwischen den konventionellen und den angepassten Energieverbräuchen.

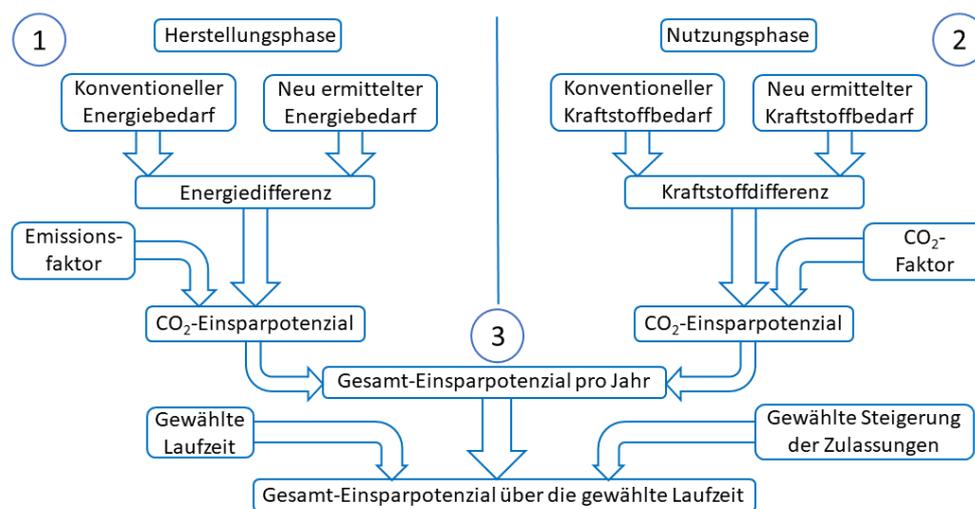


Bild 4-157: Berechnungsmethodik des digitalen Demonstrators

Der Energiebedarf für die Herstellung wird mit Hilfe des Strommix aus dem Jahr 2018 in ein CO₂-Äquivalent überführt. Für die Nutzungsphase wird zur Berechnung des CO₂-Ausstoßes der im Kraftstoff vorhandene Kohlenstoffanteil bei einer ideal stöchiometrischen Verbrennung betrachtet. Daten zur Berechnung eines CO₂-Äquivalentes für die Gewichtseinsparung, für die mechanische Leistung sowie für weitere Verluste wurden von der Volkswagen AG bereitgestellt und zur Kalkulation verwendet. Anhand der erarbeiteten Randbedingungen wird eine Berechnung zur Bestimmung des CO₂-Ausstoßes für eine Vergleichsfahrt ermöglicht.

Bild 4-158 zeigt die Benutzeroberfläche exemplarisch für ein Bauteil. Um dem Benutzer Informationen über das jeweilige Teilprojekt zur Verfügung zu stellen, wird in der Bauteilübersicht eine Teilprojekterläuterung gegeben. Zudem werden die erzielten Einsparungen des jeweiligen Teilprojektes gezeigt. Diese sind exemplarisch in Bild 4-159 dargestellt. Hierbei sind die Resultate der initialen Prozesskette in orange dargestellt und die Ergebnisse der optimierten Prozesskette sind in blau abgebildet.

Projektbeschreibung		Herstellungsphase	Nutzungsphase	Laufzeitvergleich
Übersicht	Laufbuchse	Hilfsrahmen	Gelenkwelle	




Bauteilinfo

Der MQB-Hilfsrahmen ist eine Fahrwerkskomponente die in großer Stückzahl durch Aluminium-Kokillenguss hergestellt wird. Durch das Einbringen von definierten Strukturen in die Gussformen mittels Laserablation lässt sich das Fließverhalten der Schmelze optimieren. Dies hat zur Folge, dass sich Restriktionen beim Gießen von Aluminiumkomponenten minimieren lassen und hierdurch das Bauteilgewicht reduziert werden kann. Somit lassen sich durch die Laserstrukturierung der Gussformen bis zu 10 % Bauteilmasse einsparen [KNOR18]. Dies wirkt sich positiv auf den Energiebedarf sowohl in der Herstellungsphase als auch in der Nutzenphase aus.

Diesel Benzin

Kraftstoffverbrauch [l/100km]

jährliche Laufleistung [km]

Fertigung

Bild 4-158: Digitaler Demonstrator - Nutzungsphase des Hilfsrahmens

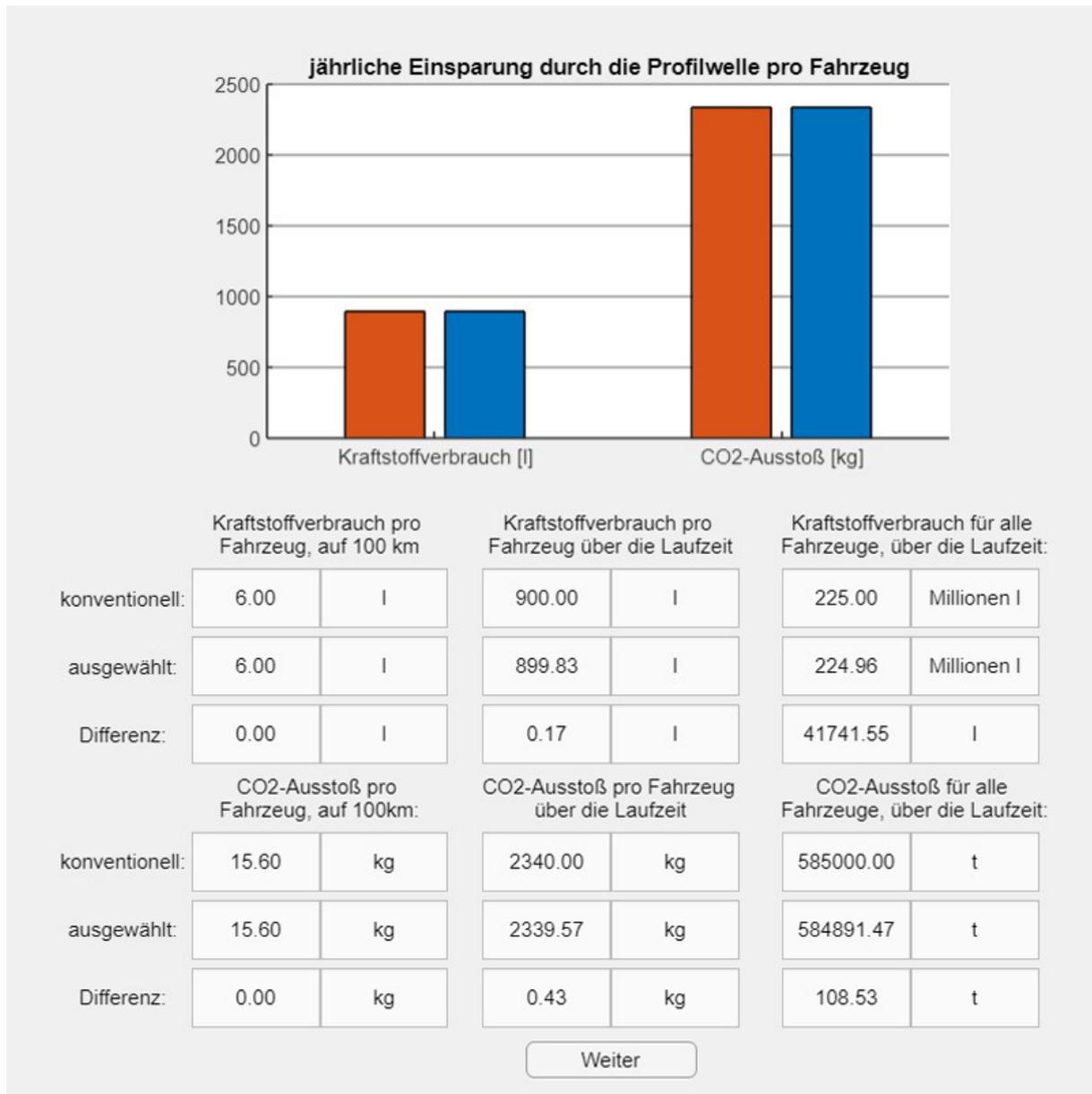


Bild 4-159: Digitaler Demonstrator – Nutzeroberfläche Einsparungen

Für die Gesamtübersicht der Herstellungsphase werden die Energieaufwendungen numerisch wie auch grafisch dargestellt. Zur Berechnung hat der Anwender die Optionen, für jedes Teilprojekt explizit zwischen der konventionellen und der angepassten Prozesskette zu wählen. Zudem werden allgemeine Fahrzeugkonfigurationen ermittelt, um antriebsstrangspezifische Randbedingungen anzupassen. Dies wird in Bild 4-160 gezeigt. Die grafische und numerische Gegenüberstellung der zu vergleichenden Prozessketten unter den zuvor definierten Randbedingungen ist in Bild 4-161 dargestellt. Hier können sowohl die Energiebedarfe als auch die CO₂-Einsparpotenziale ermittelt werden.

Projektbeschreibung	Herstellungsphase	Nutzungsphase	Laufzeitvergleich		
Übersicht	Laufbuchse	Hilfsrahmen	Achszapfen	Kugelnabe	Welle



**Institut für
Technische
Verbrennung**

Fahrzeugkonfiguration

jährliche Zulassungen [Info Zulassungszahlen](#)

Anzahl Zylinder

Anzahl Profilwellen

angetriebene Achsen

Übersicht der Prozessketten

Prozesskette Laufbuchse	<input type="text" value="Neu"/> ▼
Herstellung Hilfsrahmen	<input type="text" value="Neu"/> ▼
Reparaturschweißen	<input type="text" value="Neu"/> ▼
Prozesskette Achszapfen	<input type="text" value="Neu"/> ▼
Prozesskette Kugelnabe	<input type="text" value="Neu"/> ▼
Prozesskette Welle	<input type="text" value="Neu"/> ▼

Bild 4-160: Digitaler Demonstrator – Definition der Randbedingungen

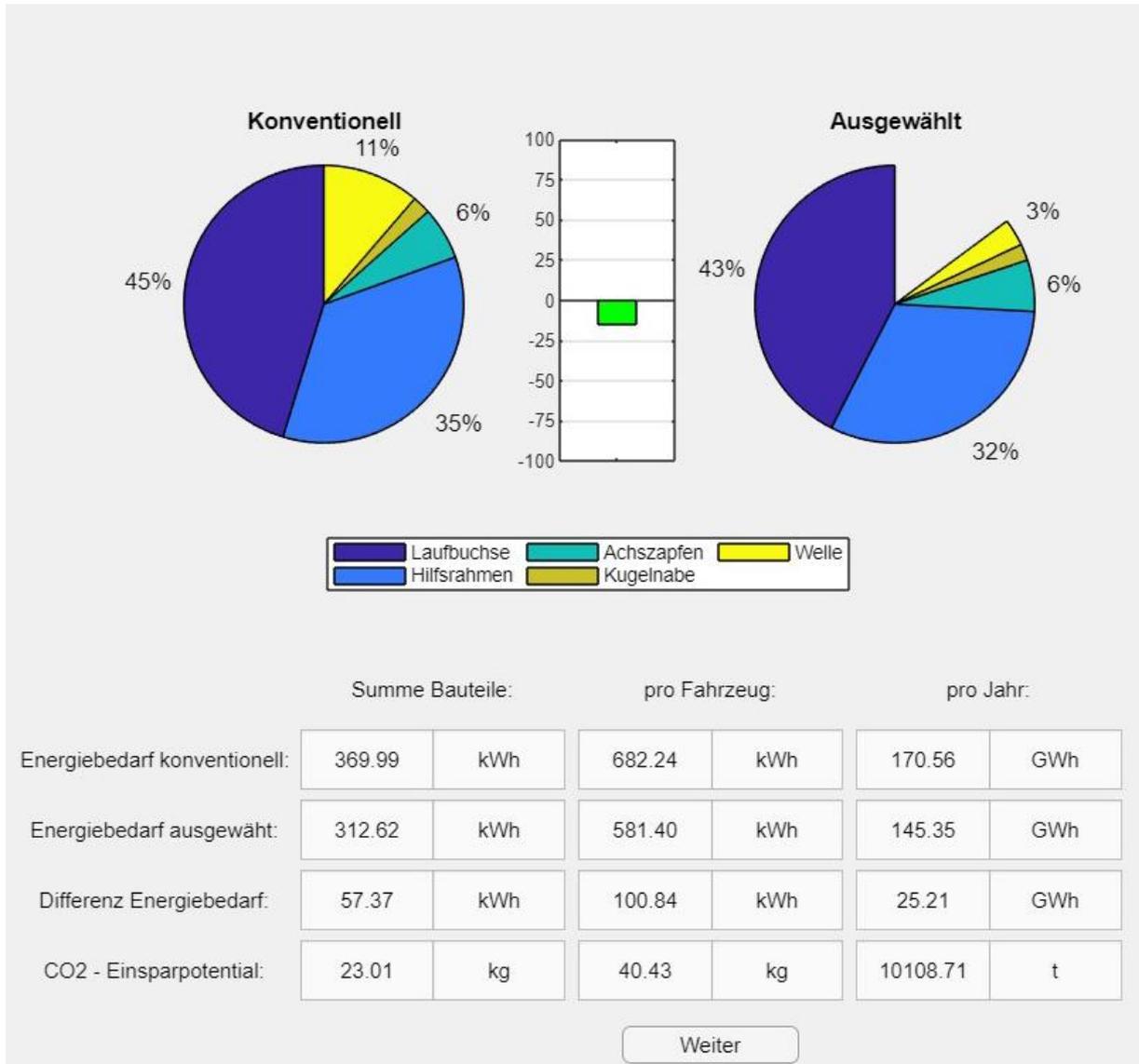


Bild 4-161: Digitaler Demonstrator - Übersicht der Herstellungsphase

5 Energetische Einsparung im Gesamtprojekt

Im Verbundprojekt „Antriebsstrang 2025“ konnten die Herstellung und Nutzung der verwendeten Antriebsstrangkomponenten energetisch deutlich verbessert werden. Für eine Bewertung des Projekterfolgs wurden aufgrund der unterschiedlichen Anwendungsgebiete der verwendeten Antriebsstrangkomponenten zwei Antriebsstränge angenommen: ein PKW-Antriebsstrang und ein NFZ-Antriebsstrang. Der PKW-Antriebsstrang besteht aus zwei Achszapfen, vier Profilwellen, sechs Kugelnaben, vier Schwenklagern sowie einem Hilfsrahmen. Der NFZ-Antriebsstrang besteht aus den sechs Zylinderlaufbuchsen. Als jährliche Fahrleistung wurden für den PKW-Antriebsstrang 20.000 km [KBA21] und für den NFZ-Antriebsstrang 96.000 km [PRO18] angenommen. Als PKW- bzw. NFZ-Bestand wurde die deutschlandweit im Jahr 2021 zugelassenen Fahrzeugmengen angenommen. Für den PKW-Bestand waren dies 48,25 Mio. Fahrzeuge, der NFZ-Bestand lag bei 218.500 Nutzfahrzeugen [KBA22a, KBA22b].

Für die Gesamtbewertung des Projekterfolgs wurden die Zielgrößen Gewicht, Reibung sowie Herstellungsenergie für jede untersuchte Antriebsstrangkomponente ausgewertet und daraus ein jährliches CO₂-Einsparpotential von 926.742 t CO₂ für das Gesamtprojekt berechnet (Bild 5-1). Das ausgewiesene Einsparpotential setzt die Umsetzung aller im Projekt entwickelten Einsparmaßnahmen für den gesamten PKW- bzw. NFZ-Bestand in Deutschland voraus. Die getroffenen Annahmen sind im Folgenden erläutert.

	Jährliche Einsparpotenziale:
Gewichtseinsparung in Höhe von 4,6 kg je Antriebsstrang.	151.727 t CO ₂
Reibungsminimierung in Höhe von bis zu 762.720 t CO₂ .	762.720 t CO ₂
Reduzierung der Herstellungsenergie um 33.594 MWh/Jahr .	12.295 t CO ₂
	926.742 t CO₂

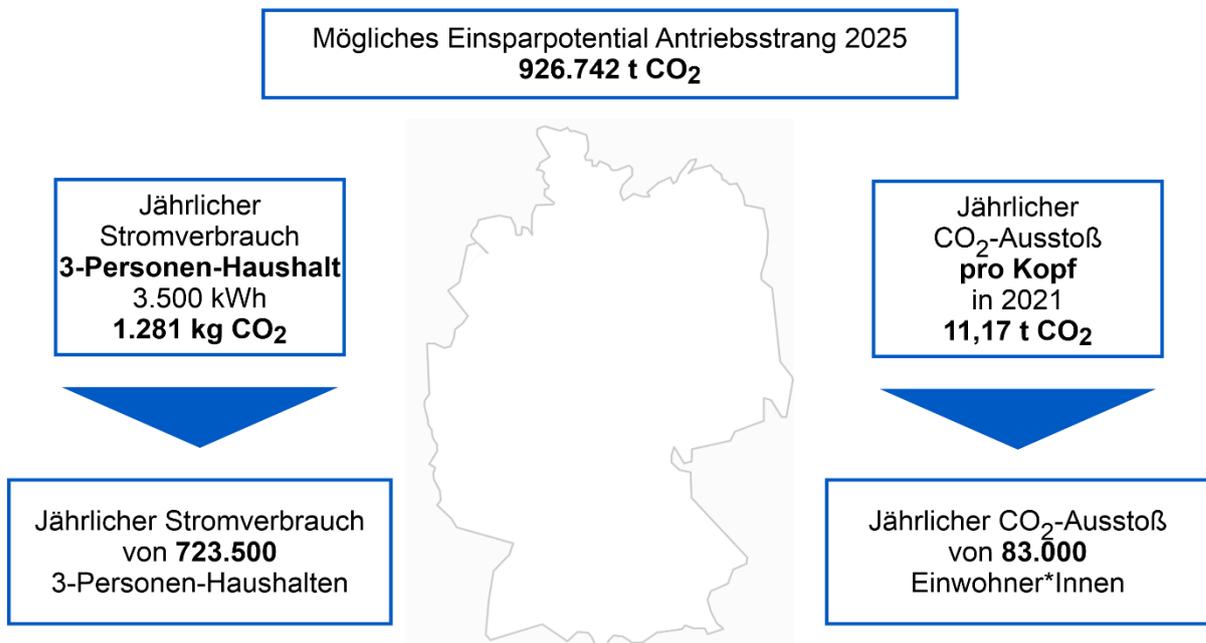
Bild 5-1: Übersicht über den erzielten Projekterfolg

Insgesamt konnte eine Gewichtseinsparung von 4,6 kg erreicht werden. Diese setzt sich aus Einsparungen beim Hilfsrahmen und der Hohlzapfenwelle zusammen. Nach [VW19] fallen pro 100 kg PKW-Gewicht 3,4 g CO₂ pro Kilometer an. Angewendet auf den gesamten PKW-Bestand für Deutschland und unter Berücksichtigung der durchschnittlichen jährlichen Fahrleistung lässt sich ein Einsparpotential von 151.727 t CO₂ durch die Gewichtseinsparung ableiten.

Eine Reduzierung der Reibungsenergie wurde mit der Optimierung der Komponenten Zylinderlaufbuchse und Achszapfen erreicht. Für die Zylinderlaufbuchsen konnte eine Reduzierung des Kraftstoffverbrauchs um 1 % gemessen werden. Für eine jährliche Laufleistung des NFZ-Antriebsstrangs von 96.000 km und einem durchschnittlichen Verbrauch von 33 l/100 km ergibt sich unter Annahme eines CO₂-Emissionsfaktor von 2,6 kg CO₂/l [AUG20] eine jährliche CO₂-Einsparung von 183.720 t CO₂ für den angenommenen NFZ-Bestand. Für den Achszapfen ergibt sich für den PKW-Antriebsstrang für die angenommene Reibungsminimierung von 0,6 g CO₂/km ein jährliches CO₂-Einsparpotential von 579.000 t CO₂. Insgesamt lassen sich durch eine Reduzierung der Reibung 762.720 t CO₂ einsparen.

Die Reduzierung der Herstellungenergie pro Antriebsstrangkomponente wurde bereits in den vorherigen Kapiteln ausgewiesen und summiert sich für eine jährliche Herstellungsmenge von 15.000 Zylinderlaufbuchsen, 130.000 Hilfsrahmen, 550.000 Achszapfen, 1.100.000 Kugelnaben und 8.000.000 Gelenkwellen auf 33.594 MWh/Jahr. Unter Annahme eines CO₂-Emissionsfaktor des Strommixes im Jahr 2020 [BAF21] lässt sich ein jährliches CO₂-Einsparpotenzial von 12.295 t CO₂ ableiten.

Bild 5-2 zeigt den Vergleich des möglichen Einsparpotenzials mit dem durchschnittlichen jährlichen Strombedarf eines 3-Personen-Haushalts bzw. des jährlichen CO₂-Ausstoßes pro Kopf für Deutschland in 2021 [UMW21]. So entspricht das Projektergebnis dem jährlichen Strombedarf von etwa 723.500 3-Personen-Haushalten bzw. dem jährlichen CO₂-Ausstoß von etwa 83.000 deutschen Einwohnerinnen und Einwohnern.



Rt/ 105855 © IFW

Bild 5-2: Vergleich des erzielten Projekterfolgs bezogen auf das Zielgebiet Deutschland

6 Zusammenfassung und Bewertung der Ergebnisse

Im Rahmen des Vorhabens haben sechs Partner aus der Industrie und drei Institute der Leibniz Universität Hannover ihre Kompetenzen gebündelt, um neuartige ressourceneffiziente Prozessketten zur Herstellung von Antriebsstrangkomponenten und Energiesparpotenziale für ihre Nutzungsphase zu entwickeln und zu erforschen.

Es wurden Prozessketten zur Bearbeitung und Herstellung von Zylinderlaufbuchsen, Gussformen, Fahrwerkskomponenten, Antriebswellen und Flügelzellenpumpen untersucht und optimiert. Eine Methode zur energieeffizienten Produktionsplanung für die Planung, Steuerung und Überwachung der Prozessketten und ein virtueller Demonstrator zur Visualisierung und Ausgabe der Ergebnisse wurden entwickelt.

Die entwickelte Systemarchitektur zur Prozessplanung (Kapitel 4.1) ermöglicht es Unternehmen, spanende Prozessketten auf Basis des kumulierten Energiebedarfs ökologisch zu bewerten und zu optimieren. Durch die Berechnung eines individuellen energetischen Fußabdrucks kann der Ressourcenverbrauch innerhalb der Fertigung transparent gemacht und innerhalb der Fertigungsplanung berücksichtigt werden. Im Rahmen einer prototypischen Umsetzung in der realen Serienfertigung konnte der Energiebedarf des bewerteten Prozesses um 8 % reduziert werden.

Erhebliche Energieeinsparpotenziale boten sich in der Produktions- und in der Lebenszyklusphase von Antriebsstrangkomponenten. Es wurde eine neuartige und hochproduktive Prozesskette zur energieeffizienten Herstellung von strukturierten Zylinderlaufbuchsen (Kapitel 4.2) entwickelt. Zylinderlaufbuchsen wurden mit einer Reibungsverluste reduzierenden Geometrie und Topographie gefertigt. Erreicht wurde dies durch un rundes Drehen einer definierten Freiformgeometrie und durch Einbringen von Mikroschmieraschen. Durch die getroffenen Maßnahmen kann der Kraftstoffverbrauch von Schwerlast-Verbrennungsmotoren um bis zu 1 % gesenkt werden. Zur Serienfertigung von Fahrwerkskomponenten wurden periphere Prozessketten mit Kokillenguss (Kapitel 4.3) untersucht und optimiert. Durch gezielte Laserstrukturierung der Gussformen wurde das Fließverhalten signifikant verbessert, wodurch das Bauteilgewicht um 10 % reduziert wird. Ein automatisiertes Reparaturschweißverfahren ermöglicht eine erhöhte und genau vorhersagbare Lebensdauer der reparierten Gussformen. Daraus resultiert ein reduzierter Reparaturaufwand durch automatisierte Reparatur und verbesserte Planbarkeit von Wartungsereignissen. Des Weiteren wurden die Einsatzpotenziale der additiven Fertigung für die Herstellung von Fahrwerkkomponenten (Kapitel 4.4) erforscht. Durch additive Fertigung und anschließende mechanische Bearbeitung können Bauteile mit deutlich verringerter Porosität hergestellt werden. Mit einer speziell angepassten mechanischen Bearbeitung wird deren Leistungsfähigkeit bei statischer und dynamischer Belastung signifikant gesteigert. In Prozessketten für die Herstellung der Antriebswellenteile Achszapfen, Kugelnabe und Profilwelle (Kapitel 4.5 und 4.6) wurde erfolgreich 15 % der bisher notwendigen Energie durch den Wegfall der Hartbearbeitung eingespart. Das Einbringen von Mikrostrukturen erzielte darüber hinaus eine Reduzierung von Reibungsverlusten in der Nutzungsphase um 20 %. Die Profilwelle wird nun durch ein dreiteiliges schweißtechnisches Bearbeitungskonzept hergestellt, durch das im Vergleich zu konventionell bearbeiteten Vollwellen bis zu 2,5 kg Material eingespart werden. Mikrostrukturen wurden auch in Kurveninnenringe von Flügelzellenpumpen (Kapitel 4.7) eingebracht, um eine Reibungsreduzierung durch den hydrodynamischen Druckaufbau an den Schmieraschen zu erreichen. Begrenzte Prüfstandergebnisse ließen jedoch zum Abschluss des Projekts noch keine endgültige

Aussage über eine Reibungsreduzierung zu. Für eine zusammenfassende Darstellung der erzielten Innovationen wurde ein Digitaler Demonstrator entwickelt (Kapitel 4.8). Mit diesem Softwaretool ist es möglich, den Energieverbrauch des Herstellungsprozesses für die untersuchten Antriebsstrang- und Fahrwerkskomponenten und den Kohlenstoff-Fußabdruck für die zu erwartende Nutzungsdauer zu berechnen.

Insgesamt konnte für die betrachteten Antriebsstrangkomponenten ein jährliches Einsparpotenzial bezogen auf Deutschland in Höhe von 33.594 MWh bzw. 926.742 t CO₂ ausgewiesen werden. So entspricht das Projektergebnis einem Einsparpotenzial des jährlichen Strombedarfs von etwa 723.500 3-Personen-Haushalten. Die erzielten Erkenntnisse, das sind die innovativen Prozesse, Werkzeuge und Methoden, lassen sich auch auf weitere Komponenten oder Derivate im Automotive Sektor adaptieren. Mit einer breiteren Anwendung der erzielten Ergebnisse sind weitere erhebliche Energieeinsparungen und Reduzierungen von Treibhausgasemissionen möglich. Das Projekt hat somit einen starken Hebel im Sinne der Nachhaltigkeit.

7 Veröffentlichungen aus dem Verbundprojekt

- [ALS20] Alshwawra, A., Pohlmann-Tasche, F., Stelljes, F., & Dinkelacker, F. (2020). Enhancing the Geometrical Performance Using Initially Conical Cylinder Liner in Internal Combustion Engines: A Numerical Study. *Appl. Sci.*, 10(11), 3705.
- [ALS21] Alshwawra, A., Pasligh, H., Hansen, H., & Dinkelacker, F. (2021). Increasing the roundness of deformed cylinder liner in internal combustion engines by using a non-circular liner profile. *International Journal of Engine Research*, 22(4), 1214-1221.
- [ALS22a] Alshwawra, A., Pohlmann-Tasche, F., Stelljes, F. & Dinkelacker, F. (2022). Cylinder liner deformation - an investigation of its decomposition orders under varied operational load. *Technical Paper Series*, 2022-01-1040. DOI: 10.4271/2022-01-1040.
- [ALS22b] Alshwawra, A., Pohlmann-Tasche, F., Stelljes, F. & Dinkelacker, F. (2022). Effect of Freeform Honing on the Geometrical Performance of the Cylinder Liner – Numerical Study. *SAE Int. J. Engines* 16(4):2023, Published 01.09.2022. DOI: 10.4271/03-16-04-0027.
- [DEN19a] Denkena, B., Meyer, K., & Schmidt, C. (2019). Reduzierung der Treibhausgasemission durch energieeffiziente Prozessketten für die Herstellung von Antriebsstrangkomponenten. In 5. Fachtagung Sensitive Fertigungstechnik, Magdeburg.
- [DEN19b] Denkena, B., Dittrich, M.-A., & Onken, L. (2019). Environmental evaluation of process chains. In 13th CIRP International Conference on Intelligent Computation in Manufacturing Engineering, 17-19 July 2019, Ischia, Italy, 19 Seiten.
- [DEN20a] Denkena, B., Dittrich, M.-A., Bergmeier, M., Handrup, M., Meyer, K., Onken, L., & Schmidt, C. (2020). Energy Efficient Process Chains for the Production of Powertrains. In 17th Global Conference on Sustainable Manufacturing, *Procedia Manufacturing*, 43, 48-55.
- [DEN20b] Denkena, B., Bergmann, B., & Handrup, M. (2020). Piezo-actuated hybrid tool for the micro structuring of cylinder liners in an energy-efficient process chain. In 5th International Conference on System-Integrated Intelligence: Intelligent, flexible and connected systems in products and production. *Procedia Manufacturing*, 52, 138-143.
- [DEN20c] Denkena, B., Bergmann, B., & Handrup, M. (2020). Mikrostrukturierte Zylinderlaufbuchsen optimieren Verbrennungsmotoren - Werkzeuglösungen für die automobiler Zukunft. VDI-Z (online).
- [DEN20d] Denkena, B., Bergmann, B., Handrup, M., & Bergmeier, M. (2019). Cyber-physisches Kombinationswerkzeug für die Mikrostrukturierung von Zylinderlaufbuchsen. In 21. Dresdner Werkzeugmaschinen-Fachseminar, Dresden.

- [DEN20e] Denkena, B., Krödel, A., & Pillkahn, P. (2020). Mechanical finishing of wire arc additive manufactured aluminum parts. In Proceedings of the Machining Innovations Conference (MIC), Garbsen.
- [DEN20f] Denkena, B., Breidenstein, B., Meyer, & K., Abrão, A. (2020). Influence of residual stress depth distribution on lifecycle behaviour of AISI4140. In 5th CIRP Conference on Surface Integrity (CSI), 1st Online Conference.
- [DEN20g] Denkena, B., Dittrich, M.-A., & Onken, L. (2020). Environmental evaluation of process chains. In 13th CIRP Conference on Intelligent Computation in Manufacturing Engineering. Procedia CIRP, 88, 265-269.
- [DEN21a] Denkena, B., Bergmann, B., Handrup, M., & Schmidt, C. (2021). Controlled turning process for the production of friction-reduced cylinder liners with a defined free-form geometry. Journal of Machine Engineering, 21(3), 47-49.
- [DEN21b] Denkena, B., Dittrich, M.-A., Kettelmann, S., & Reuter, L. (2021). Measures for Energy-Efficient Process Chains. In 28th CIRP Conference on Life Cycle Engineering, Procedia CIRP, 98, 288-293.
- [DEN21c] Denkena, B., Dittrich, M.-A., & Reuter, L. (2021). Ressourceneffiziente Fertigungssteuerung. Industrie 4.0 Management, 37, 21-24.
- [DEN22a] Denkena, B., Bergmann, B., Wichmann, M., Handrup, M., Katzsch, D., Pillkahn, P., Reuter, L., Schmidt, C., & Stelljes, F. (2022). Resource-efficient process chains for the production of high-performance powertrain components in the automotive industry. In 18th Global Conference on Sustainable Manufacturing, Berlin.
- [DEN22b] Denkena, B., Wichmann, M., & Pillkahn, P. (2022). Effect of mechanical finishing on residual stresses and application behavior of wire arc additive manufactured aluminum components. In 6th CIRP Conference on Surface Integrity (CSI), Lyon.
- [DEN22c] Denkena, B., Wichmann, M., Dittrich, M., Pillkahn, P., Gläsner, T., Wenserski, J., & Soffner, W. (2022). Additive Prozesse in der automobilen Serie. Industrieanzeiger, 04 (2022), 38-41.
- [DEN22d] Denkena, B., Klemme, H., Handrup, M. & Schmidt, C. (2022). Mikrostrukturen erhöhen die Effizienz von Flügelzellenpumpen. MM Maschinenmarkt (2022, online 17. August 2022), 2 Seiten.
- [DEN22e] Denkena, B., Wichmann, M., Kettelmann, S., Matthies, J., & Reuter, L. (2022). Ecological Planning of Manufacturing Process Chains. Sustainability, 14(5), 1-17.
- [MEY21] Meyer, K. (2021). Lastangepasste Randzonenfunktionalisierung. Dr.-Ing. Dissertation, Leibniz Universität Hannover.
- [PAP22] Pape, F., Shuo, D., Poll, G. (2022). Fluid-structure-interaction coupling for elas-tohydrodynamic lubricated micro structured contact. Elsevier Conference Pro-ceedings. Eleventh International Conference on

Engineering Computational Technology 2022 & the Fourteenth International Conference on Computational Structures Technology 2022, Montpellier.

- [PAP23] Pape, F., Kelley, J., Oill, G. (2023). Investigations of Microstructured Rolling Bearing Surfaces. *Frontiers in Manufacturing Technology*, (Abstract accepted).
- [POL20] Poll, G., Pape, F., Kelley, J. (2020). Feasibility of Microdimples on Rolling Bearing Surface. In 61. Tribologie Fachtagung (GfT 2020), 28-30.09.2020, Aachen.
- [POL22] Poll, G., Pape, F., Denkena, B., Clemm, O., Katzsch, D. (2022). Investigations on micro structured surfaces to increase the efficiency of constant velocity joint shafts. Poster, Tribologie-Fachtagung 2022, Göttingen.
- [REU22] Reuter, L., Denkena, B., Wichmann, W. (2022). Ökologische Fertigungsplanung. *VDI-Z*, 164(10), 26-28.

8 Literaturverzeichnis

- [ABE04] Abeln, T. (2004). Geringere Reibung durch Laserstrukturierung. Verbessern der tribologischen Eigenschaften über eine definierte Oberflächengestaltung. *wt online*, 10, 566-571.
- [ABE06] Abeln, T. (2006). Reibungsminimierung durch Laseroberflächenstrukturierung im Motorenbau, 3. VDI Fachtagung "Zylinderlaufbahn, Kolben, Pleuel", Böblingen.
- [ACA06] Acatech (2006). *Mobilität 2020. Perspektiven für den Verkehr von morgen-Schwerpunkt: Strassen-und Schienenverkehr*. Acatech Studie, ISSN 1862-4200 / ISBN 3-8167-7023-1.
- [ADE12] Adesta, E. Y. T., Al Hazza, M. H. F., Suprianto, M. Y., & Riza, M. (2012). Predicting Surface Roughness with Respect to Process Parameters Using Regression Analysis Model in End Milling. *Advanced Materials Research*, 576, 99-102.
- [AGE16] AGEB. (2016). *Bruttostromerzeugung in Deutschland nach Energieträger in den Jahren 2000 bis 2015 (in Terawattstunden)*. Statista.
- [ARA14] Aramchareon, A., & Mativenga, P. T. (2014). Critical factors in energy demand modelling for CNC milling and impact of toolpath strategy. *Journal of Cleaner Production*, 78, 63-74.
- [APP20] Apprich, T., Brenner, J., Dambacher, M., Dreher, F., Fischer, G., Greiner, G., Heine, Burkhard, Hochstatter, A., Holzberger, S., Holzwarth, F., Kaiser, H., Liesch, T., Pflug, A., Schmid, D., Tawakoli, T., & Vogel, R. (2020). *Tabellenbuch Zerspantechnik (4. Aufl.)*. Europa-Lehrmittel, Haan-Gruiten.
- [BAF21] Bundesamt für Wirtschaft und Ausfuhrkontrolle (2021). *Informationsblatt CO₂-Faktoren*. Eschborn.
- [BAU10] Baumers, M., Tuck, C., Hague, R., Ashcroft, I., Wildman, R. (2010). A Comparative Study of Metallic Additive Manufacturing Power Consumption. *Mechanical Engineering Science*, 217(1), 31-39.
- [BEN19] Bennett, J., Garcia, D., Kendrick, M., Hartman, T., Hyatt, G., Ehmann, K., & Cao, J. (2019). Repairing automotive dies with directed energy Deposition: Industrial application and life cycle analysis. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 141(2).
- [BMW13] BMWi. (2013). *Anwendungsbilanzen für die Endenergiesektoren in Deutschland in den Jahren 2011 und 2012 mit Zeitreihen von 2008 bis 2012*.
- [BOB08] Bobzin, K., Ernst, F., Richardt, K., Schlaefel, T. et al. (2008). Thermal spraying of cylinder bores with the Plasma Transferred Wire Arc process. *Surface and Coatings Technology*, 202, 4438-4443.

- [BRE08] Brecher, C. (2008). iBo - Intelligentes Bohrwerkzeug für die Herstellung und Strukturierung von Präzisionsbohrungen mit großen Durchmessern, Abschlussbericht zum InnoNet-Projekt "16IN0324".
- [BRO16] Broadbent, C. (2016). Steel's recyclability: demonstrating the benefits of recycling steel to achieve a circular economy. *The International Journal of Life Cycle Assessment*, 21, 1658-1665.
- [CLE13] Clemm, O. (2013). Profilwelle zur Verbindung von zwei Gleichlaufgelenken und Verfahren zur Herstellung einer solchen. Offenlegungsschrift DE102012011442 (A1).
- [COU16] Courbon, C., Valiorgue, F., Claudin, C., Jacquier, M., Dumont, F., & Rech, J. (2016). Influence of some superfinishing processes on surface integrity in automotive industry. *Procedia CIRP* 45, 99-102.
- [CUI09] Cui, Y., Fussball, B., Jerard, R., & Esterling, D. (2016). Tool wear monitoring for milling by tracking cutting force model coefficients. *Transactions of the NAMRI/SME* 37, 613-620.
- [CZI15] Czichos, H., & Habig, K.-H. (2015). *Tribologie-Handbuch* (4. Aufl.). Springer Fachmedien Wiesbaden, Wiesbaden.
- [DAH04] Dahmus, J. B. & Gutowski, T. G. (2004). An environmental analysis of machining. *Proceedings of the IMECE 2004*, 1-10.
- [DAH17] Dahlmann, D., & Denkena, B. (2017). Hybrid tool for high performance structuring and honing of cylinder liners. *CIRP Annals*, 66,113-116.
- [DAH22] Dahlmann, D. (2022) Kombiniertes Werkzeug zum Hochleistungsstrukturieren und Honen von Zylinderlauflächen. Dr.-Ing. Diss., Leibniz Universität Hannover.
- [DEN12] Denkena, B., Köhler, J., & Kästner, J. (2012). Efficient Machining of Micro-dimples for Friction Reduction. In 7th International Conference on Micromanufacturing (ICOMM 2012), Evanston, USA, 85-89.
- [DEN15] Denkena, B., Rienäcker, A., Knoll, G., Bach, F.-W., Maier, H. J., Reithmeier, E., & Dinkelacker, F. (2015). Microstructuring of Thermo-Mechanically High Stressed Surfaces. Abschlussbericht der DFG-Forschergruppe 576, Hannover.
- [DEN16] Denkena, B., Maiß, O., Poll, G., Neubauer, T. & Pape, F. (2016). Enhanced boundary zone rolling contact fatigue strength through hybrid machining by hard turn-rolling. FVA-Konferenz Bearing World, Hannover.
- [DEN18a] Denkena, B., Grove, T., Vogel, N., & Stamm, S. (2018). Additives Potenzial für die subtraktive Prozesskette. *MM – Maschinenmarkt, Das Industriemagazin*, 15, 32-36.
- [DEN18b] Denkena, B., Krödel, A., Shanib, M. & Kuhlemann, P. (2018). HLPProKet – Hochleistungsprozesskette in der Großserienfertigung. Abschlussbericht zum BMBF-Projekt " 02PN2187".

- [DEU19] Deutscher Bundestag (2019). CO₂-Emissionen im Verkehrsbereich. Wissenschaftliche Dienste, Berlin.
- [DRO17] Droeder, K., Hoffmeister, H.-W., & Grosse, T. (2017). Force-controlled form honing using a piezo-hydraulic form honing system. *CIRP Annals*, 66(1), 317-320.
- [ETS10] Etsion, I. (2010). Surface texturing for in-cylinder friction reduction. *Tribology and Dynamics of Engine and Powertrain*, 458-470.
- [EUR19] Europäische Kommission (26. Februar 2019). Embodied Energy. Introduction. <https://ec.europa.eu/energy/en/content/introduction-3>.
- [FAB05] Faber, I. (2005) Theoretische und experimentelle Untersuchung der Flügelkopfreibung in einer Flügelzellenpumpe. Dr.-Ing. Diss., Universität Bochum.
- [FAS13] Fast, H. (2013) Tribologische Charakterisierung hydrodynamisch geschmierter Oberflächenstrukturen. Dr.-Ing. Diss., Universität Kassel.
- [FLO07] Flores, G., Abeln, T., & Klink, U. (2007). Funktionsgerechte Endbearbeitung von Zylinderbohrungen aus Gusseisen. *MTZ Motortech Z*, 68(3), 180-185.
- [GIB15] Gibson, I., Rosen, D., Stucker, B. (2015). *Additive Manufacturing Technologies* (2. Aufl.). Springer Verlag, New York
- [GIE16] Gierth, S.; Knorr, S.; Beganovic, T. & Findeisen, S. (2016). Schwerkraftkokillengießen mit strukturierten Kokillenoberflächen, Teil 2: Innovative Strukturen. *Giesserei*, 103(5), 24–31.
- [GOL04] Golloch, R., Merker, G.P., Kessen, U. & Brinkmann, S. (2004). Benefits of Laser-Structured Cylinder Liners for Internal Combustion Engines. In *Tribology and lubrication engineering - 14th International Colloquium Tribology*, 321-328.
- [GRU13] Grundler, E. (2013). Standzeit-Erhöhung um den Faktor 10. *Zerspanungstechnik.com*, abgerufen: 30.06.2021.
- [HER93] Herlan, T. (1993). Energieeinsatz in der Umformtechnik. In *Umformtechnik: Handbuch für Industrie und Wissenschaft*. Springer-Verlag, Berlin, 771-803.
- [HER09] Hermann, C., & Thiede, S. (2009). Process chain simulation to foster energy efficiency in manufacturing. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 1, 221-229.
- [HIE16] Hiebel, M. & Nühlen, J. (2016). Technische, ökonomische und gesellschaftliche Faktoren von Stahlschrott (Zukunft Stahlschrott), Fraunhofer-Institut für Umwelt-, Sicherheits- und Energietechnik, Oberhausen.
- [JAN00] Janke, D., Savov, L., Weddige, H.-J. & Schulz, E. (2000). Scrap-based steel production and recycling of steel. *Material Technology*, 34 (6), 387-399.

- [KAR16] Karpuschewski, B., Welzel, F., Risse, K., Schorgel, M., & Kreter, S. (2016). Potentials for Improving Efficiency of Combustion Engines Due to Cylinder Liner Surface Engineering. *Procedia CIRP*, 46, 258-265.
- [KBA21] Kraftfahrtbundesamt (2021, 23. Juni). Entwicklungen der Fahrleistungen nach Fahrzeugarten seit 2016. https://www.kba.de/DE/Statistik/Kraftverkehr/VerkehrKilometer/vk_inlaend_erfahrleistung/2020/2020_vk_kurzbericht.html
- [KBA22a] Kraftfahrtbundesamt (2022, 04. März). Anzahl zugelassener Pkw in Deutschland von 1960 bis 2022. <https://de.statista.com/statistik/daten/studie/12131/umfrage/pkw-bestand-in-deutschland/>
- [KBA22b] Kraftfahrtbundesamt (2022, 04. März). Anzahl der Sattelzugmaschinen in Deutschland von 2012 -2022. <https://de.statista.com/statistik/daten/studie/155548/umfrage/anzahl-der-sattelzugmaschinen-in-deutschland/>
- [KEL10] Kellens, K., Yasa, E., Dewulf, W. & Duflou, J. R. (2010). Environmental Assessment of Selective Laser Melting and Selective Laser Sintering. *Going Green – CARE INNOVATION 2010*, Wien.
- [KEL17] Kellens, K., Mertens, R., Paraskevas, D., Dewulf, W. & Duflou, J. R. (2017). Environmental Impact of Additive Manufacturing Processes: Does AM Contribute to More Sustainable Way of Part Manufacturing? *Procedia CIRP*, 61, 582-587.
- [KÄS13] Kästner, J. (2013) Methode zur spanenden Herstellung reibungsminimierender Mikroschmieraschen. Dr.-Ing. Diss., Leibniz Universität Hannover.
- [KNO18] Knorr, S. R. (2018) Einfluss einer strukturierten Kokillenoberfläche auf das Fließ- und Formfüllungsvermögen beim Aluminiumgießen. Dr.-Ing. Diss., Otto-von-Guericke-Universität Magdeburg.
- [KÖH11] Köhler, E., & Flierl, R. (2011). *Verbrennungsmotoren: Motormechanik, Berechnung und Auslegung des Hubkolbenmotors* (6. Aufl.). Vieweg + Teubner, Wiesbaden.
- [KÖH19] Köhler, M., Fiebig, S., Hensel, J., & Dilger, K. (2019). Wire and Arc Additive Manufacturing of Aluminum Components. *Metals*, 9(5), 608.
- [KÖN96] König, W. & Klocke, F. (1998). *Fertigungsverfahren Band 4: Massivumformung*. Springer-Verlag, Berlin.
- [LAN18] Landerl, C., Rülcke, M., Spanring, D., & Schmuck-Soldan, S. (2018). Die Ottomotorenfamilie des Next-Generation-Baukastens von BMW. *MTZ Motortech Z*, 79(3), 40-47.
- [LAN77] Lange, K. & Meyer-Nolkemper, H. (1977). *Gesenkschmieden*. Springer-Verlag, Berlin.

- [LAW16] Lawrence, K. D., & Ramamoorthy, B. (2016). Multi-surface topography targeted plateau honing for the processing of cylinder liner surfaces of automotive engines. *Applied Surface Science*, 365, 19-30.
- [LI13] Li, L., Yan, J., & Xing, Z. (2013). Energy requirements evaluation of milling machines based on thermal equilibrium and empirical modelling. *Journal of Cleaner Production*, 52 (1), 113-212.
- [MAM81] Mamalis, A. G. (1981). Energy conservation and recycling in metal processing. *Journal of Mechanical Working Technology*, 5, (1-2), 69-84.
- [MAT11] Mativenga, P. T., & Rajemi, M. F. (2011). Calculation of optimum cutting parameters based on minimum energy footprint. *CIRP Annals*, 60, 149-152.
- [MOU16] Mousavi, S., Thiede, S., Li, W., Kara, S. & Hermann, C. (2016). An integrated approach for improving energy efficiency of manufacturing process chains. *International Journal of Sustainable Engineering*, 9, 11-24.
- [NEU15] Neubauer, T. & Poll, G. (2015). Untersuchungen zum Randzonen- und Lebensdauerverhalten hartgedrehter und festgewalzter Zylinderrollenlagerringe. *Tribologie-Fachtagung (Reibung, Schmierung und Verschleiß)*, 56, Göttingen.
- [OEK10] Öko-Institut. (2010). CO₂-Emissionen bei der Stromerzeugung in Deutschland nach Art der Erzeugung im Jahr 2010 (in Gramm pro Kilowattstunde). Statista.
- [PAP18] Pape, F., Maiss, O., Lucas, H., Denkena, B., & Poll, G. (2018). Improvement of the Frictional Properties of Angular Contact Ball Bearings Operating under Small Pivoting Angles, 18th Nordic Symposium on Tribology (Nordtrib), Uppsala.
- [PAS21] Pasligh, H. (2021) Tribologisch maßgeschneiderte Zylinderlaufbuchsen durch Oberflächenstrukturierung bei Nutzfahrzeugmotoren. Dr.-Ing. Diss., Leibniz Universität Hannover.
- [PRI01] Price, L., Philipsen, D. & Worrel, E. (2001). Energy Use and Carbon Dioxide Emissions in the Steel Sector in Key Developing Countries. Lawrence Berkeley National Lab., Kalifornien.
- [PRI16] Priarone, P. C., Robiglio, M., Settineri, L., & Tebaldo, V. (2016). Modelling of specific energy requirements in machining as a function of tool and lubricoolant usage. *CIRP Annals*, 65 (1), 25-28.
- [PRO18] Prognos AG (2018, 24. August). Energieeffizienzgespreizte Lkw-Maut. <https://www.prognos.com/sites/default/files/2021-01/energieeffizienzgespreizte-lkw-maut-endbericht.pdf>
- [PUS10] Pusavec, F., Krajnik, P., & Kopac, J. (2010). Transitioning to sustainable production – Part I: application on machining technologies. *Journal of Cleaner Production*, 18(2), 174-184.

- [SCH10] Schauerte, G. (2010). Piezoaktorisches Achsen im Präzisionsmaschinenbau am Beispiel eines aktiven Bohrwerkzeugs. Dr.-Ing. Diss., RWTH Aachen.
- [SCH11a] Schlosser, R., Klocke, F., Döbbeler, B., Riemer, B., Hameyer, K., Herold, T., Zimmermann, W., Nuding, O., Schindler, B. A., & Niemczyk, M. (2011). Assessment of Energy and Resource Consumption of Processes and Process Chains within the Automotive Sector. In *Glocalized Solutions for Sustainability in Manufacturing*, Springer, Berlin, Heidelberg, 45-50.
- [SCH11b] Schrems, S., Eisele, C., & Abele, E. (2011). Methodology for an Energy and Resource Efficient Process Chain Design. In *Glocalized Solutions for Sustainability in Manufacturing*, Springer, Berlin, Heidelberg, 299-304.
- [SCH17] Schiefer, E., Eisenträger, S., Steinberg, I., & Kutschmann, J. (2017). EcoScreen – Ökolanisierung von Fertigungsverfahren. *Zeitschrift für wirtschaftlichen Fabrikbetrieb*, 112 (11), 727-730.
- [SEH02] Seher-Thoss, H.-C. Graf v., Schmelz, F., & Aucktor, E. (2002). *Gelenke und Gelenkwellen – Berechnung, Gestaltung, Anwendung* (2. Aufl.). Springer, Heidelberg.
- [SOM21] Somers, J. Dekarbonisierung der industriellen Wärme: Der Eisen- und Stahlsektor. <https://ee-ip.org/de/article/dekarbonisierung-der-industriellen-waerme-der-eisen-und-stahlsektor-1732>
- [STU15] Sturm, S. (2015). Untersuchung des belastungsabhängigen Bauteilverhaltens zur Gewichtsoptimierung von Antriebsgelenkwellen. Dr.-Ing. Diss., TU Berlin.
- [ULM13] Ulmer, H., Dinkelacker, F., Engelke, F., Reithmeier, E., Götsching, T., Denkena, B., Hübsch, C., Bach, F.-W., Fast, H., & Rienäcker, A. (2013). Microstructuring of Thermo-Mechanically Highly Stressed Surfaces for Application in Internal Combustion Engines. In *5th World Tribology Congress*, Torino, Italy.
- [ULM15] Ulmer, H. C. (2015) Einfluss mikrostrukturierter Zylinderlaufbahnen auf die Tribologie der Kolbengruppe bei Nutzfahrzeug Dieselmotoren. Dr.-Ing. Diss., Leibniz Universität Hannover.
- [UMW16] Umweltbundesamt (2016). *Treibhausgasemissionen in Deutschland nach Sektor im Jahr 2014*.
- [UMW21] Umweltbundesamt (2021, 23. Juni). Wie hoch sind die Treibhausgasemissionen pro Person in Deutschland durchschnittlich? <https://www.umweltbundesamt.de/service/uba-fragen/wie-hoch-sind-die-treibhausgasemissionen-pro-person>
- [VDI12] VDI 4600 (2012). *Kumulierter Energieaufwand (KEA) – Begriffe, Berechnungsmethoden*, Januar 2012.
- [VW19] Volkswagen (2019). Interne Quelle.

- [WAN21] Wang, P., Ryberg, M., Yang, Y., Feng, K., Kara, S., Hauschuld, M. & Chen, W.-Q. (2021). Efficiency stagnation in global steel production urges joint supply- and demand-side mitigation efforts. *Nature Communications*, 12, 1-11.
- [WEL14] Welzel, F. (2014). Tribologische Optimierung von Zylinderlaufflächen in Verbrennungsmotoren aus fertigungstechnischer Sicht. Dr.-Ing. Diss., Universität Magdeburg.
- [WIE11] Wiens, A. (2011) Formhonen von Zylinderlaufbahnen. Dr.-Ing. Diss, Universität Braunschweig.
- [WIL16] Williams, S.W., Martina, F., Addison, A.C., Ding, J., Pardal, G., & Colegrove, P. (2016). Wire + Arc Additive Manufacturing. *Materials Science and Technology*, 32 (7), 641-647.
- [WÜN10] Wünning, J. A. (2010). Der Energieaufwand für die Wärmebehandlung als Teil der Stoff- und Energiebilanz eines Produktes. *HTM Journal of Heat Treatment and Materials*, 65 (1), 5-10.
- [YEL11] Yellishetty, M., Gavin, M., Ranjith, P. G. & Tharumarajah, A. (2011). Environmental life-cycle comparisons of steel production and recycling: sustainability issues, problems and prospects. *Environmental Science & Policy*, 14 (6), 650-663.
- [YI18] Yi, L., Krenkel, N. & Aurich, J. C. (2018). An energy model of machine tools for selective laser melting. *Procedia CIRP*, 78, 67-72.

9 Glossar

9.1 Abkürzungsverzeichnis

AR	Ausschussrate
AVGF	Arbeitsvorgangsfolge
BMWK	Bundesministerium für Wirtschaft und Klimaschutz
CBN	Kubisches Bornitrid
CFD	Computational Fluid Dynamics
CG	Festgelenk (Radseitig)
DED	Direct Energy Deposition
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
EDX	Energiedispersive Röntgenspektroskopie
FEM	Finite-Elemente-Methode
G-Code	Programmiersprache für numerische Steuerungen
HZW	Hohlzapfenwelle
IFW	Institut für Fertigungstechnik und Werkzeugmaschinen
IPC	Industrie-PC
ITV	Institut für Technische Verbrennung
IMKT	Institut für Maschinenkonstruktion und Tribologie
KEA	Kumulierter Energieaufwand
KP	Konturpfad
KPI	Key Performance Indikator
KSS	Kühlschmierstoff
LMD	Laser Metal Deposition
MHP	Machine Hammer Peening
MQB	Modularer Querbaukasten
NFZ	Nutzfahrzeug
OEE	Overall Equipment Effectiveness
OT	Oberer Totpunkt
PCD	Teilkreisdurchmesser
PKW	Personenkraftwagen
PTJ	Projekträger Jülich

PPZK	Produktbezogene Prozesskette
PZK	Prozesskette
REM	Rasterelektronenmikroskop
SLM	Selective Laser Melting
UT	Unterer Totpunkt
VHM	Vollhartmetall
VL	Verschiebegelenk (Getriebeseite)
WAAM	Wire Arc Additive Manufacturing
WLTP	Worldwide Harmonised Light-Duty Vehicles Test Procedure
ZSB	Zusammenbaukomponente

9.2 Formelzeichenverzeichnis

A	Bruchdehnung	%
A	Spanungsquerschnitt	mm ²
a _e	Schnittbreite	mm
a _p	Schnitttiefe	mm
A _p	Prägefläche	μm ²
AR	Ausschussrate	%
a _{soll}	Soll-Amplitude	V
a _{Ver}	Amplitude des Verstärkers	V
a _{Ver,Off}	Offset-Amplitude des Verstärkers	V
b	Spindelkoeffizient	W
b _T	Taschenbreite	mm
b _w	Bahnabstand Festwalzen	mm
c	Achskoeffizient	W
C	Standzeitkonstante	-
CA _{α,β}	Sollkontaktwinkel	°
CA _β	Kontaktwinkel nach Härten	°
d	Durchmesser	mm
d _b	Kugeldurchmesser	mm
d _{piezo}	Durchmesser Piezo	mm
D _{th}	Härteverzug	mm

d_{wst}	Werkstückdurchmesser	mm
d_{wz}	Werkzeugdurchmesser	mm
E	E-Modul	GPa
E	Energiebedarf	kWh
E_{Achsen}	Energiebedarf Achsen	J/mm ³
E_{B}	Energiegehalt Beschichtung	kWh
$E_{\text{Bearbeitung}}$	Energiebedarf während Bearbeitung	kWh
e_{c}	Spezifischer Energiebedarf	J/mm ³
E_{l}	Energiebedarf je Leerlaufzeiten	W
E_{KSS}	Energiegehalt Kühlschmierstoff	kWh
E_{Maschine}	Energiebedarf der Werkzeugmaschine	kWh
E_{RM}	Energiegehalt Rohmaterialherstellung	kWh
E_{Spindel}	Energiebedarf der Spindel	kWh
E_{Standby}	Energiebedarf im Standby-Modus	kWh
$E_{\text{Werkstück}}$	Energiegehalt Werkstück pro Gewichtseinheit	kWh/kg
E_{Werkzeug}	Energiegehalt Werkzeug pro Gewichtseinheit	kWh/kg
E_{WS}	Energiebedarf Werkzeugschleifen	kWh
f	Vorschub	mm
f	Frequenz	Hz
F_{c}	Schnittkraft	N
F_{n}	Normalkraft	N
$F_{\text{N,Kugel}}$	Kugelnormalkraft	N
f_{p}	Vorschubschrittweite	μm
F_{p}	Passivkraft	N
f_{piezo}	Frequenz Piezoaktor	Hz
f_{rad}	Radialer Vorschub	μm
F_{s}	Prägekraft	N
F_{w}	Walzkraft	N
f_{z}	Zahnvorschub	mm
F_{z}	Zerspankraft	N
$F_{\text{Zerreiβ}}$	Kugelkäfigzerreißkraft	N
h	Stellweg Piezoaktor	μm

k	Korrekturfaktor	-
KEA	Kumulierter Energieaufwand	kWh
KEA _{KSS}	Energieaufwand für Herstellung von Kühlschmierstoff	kWh
KEA _{KSSK}	Kumulierter Energieaufwand Kühlschmierstoffkonzentrat	kWh
KEA _{Maschine}	Kumulierter Energieaufwand Werkzeugmaschine	kWh
KEA _{Material}	Kumulierter Energieaufwand Material	kWh
KEA _{PZK}	Kumulierter Energieaufwand Prozesskette	kWh
KEA _{PPZK}	Produktbezogener Kumulierter Energieaufwand Prozesskette	kWh
KEA _{Werkstück}	Kumulierter Energieaufwand Werkstück	kWh
KEA _{Werkzeug}	Kumulierter Energieaufwand Werkzeug	kWh
KEA _{Zerspanung}	Kumulierter Energieaufwand Zerspanungsprozess	kWh
k _f	Spezifischer Achskoeffizient	W/mm
k _n	Spezifischer Spindelkoeffizient	W/min ⁻¹
KSS%	Mischungsverhältnis Kühlschmierstoff	%
KSS _A	Kühlschmierstoffaustragung	%
KW	Kurbelwellenwinkel	°KW
l	Länge	mm
l	Schneidenlänge	mm
l _H	Hubweg	mm
l _{piezo}	Durchmesser Piezo	mm
l _T	Taschenlänge	µm
L _T	Messlänge	mm
l _{wst}	Werkstücklänge	mm
l _{wz}	Werkzeuglänge	mm
M	Drehmoment	Nm
m _{CG,neu}	Masse optimiertes Festgelenk	kg
m _{KSS}	Masse KSS	kg
m _{Roh,red}	Masse Rohteil reduziert	kg
m _{Roh,Serie}	Masse Rohteil Serie	kg
m _{Serie}	Masse Serienbauteil	kg
M _T	Torsionsmoment	Nm

$m_{VL,neu}$	Masse optimiertes Verschiebgelenk	kg
$m_{Werkstück}$	Masse Werkstück	kg
$m_{Werkzeug}$	Masse Werkzeug	kg
n	Drehzahl	min^{-1}
n_a	Anzahl Achsen	-
n_{max}	Maximaldrehzahl	min^{-1}
n_{motor}	Motordrehzahl	min^{-1}
n_s	Anzahl Spindeln	-
n_t	Totzeit	-
P_0	Hertzsche Pressung	N/mm^2
P_{Achsen}	Achsheistung	W
$P_{Bearbeitung}$	Bearbeitungsleistung	W
$P_{Fenster}$	Hertzsche Pressung, Fenstersteg	N/mm^2
P_L	Laserleistung	W
P_V	Verlustleistung	W
ρ_{Lag}	Pressung	GPa
P_M	Maschinenleistung	W
ρ_{max}	Maximaldruck	bar
ρ_{mi}	Indizierter Mitteldruck	bar
ρ_{mr}	Reibmitteldruck	%
$P_{Spindel}$	Spindelleistung	W
$P_{Standby}$	Standbyleistung	W
ρ_w	Walzdruck	MPa
P_{WS}	Last während des Werkzeugschleifens	W
Q	Durchfluss	l/min
q_{kss}	Volumenstrom Kühlschmierstoff	l/min
Q_w	Zeitspanvolumen	cm^3/min
R	Radius	mm
R^2	Bestimmtheitsmaß	-
R^2_{adj}	Bereinigtes Bestimmtheitsmaß	-
R_a	arithmetischer Mittenrauwert	μm
R_{ht}	Einhärtetiefe	mm

r_ϵ	Eckenradius	mm
r_K	Kontaktradius	mm
R_m	Zugfestigkeit	N/mm ²
$R_{p0,2}$	Streckgrenze	N/mm ²
r_s	Flächenbedarf	m ²
R_{th}	Theoretische Rauheit	µm
Rz	Gemittelte Rautiefe	µm
S	Strecke	mm
S_α	Schneidkantenverrundung Freiwinkel	µm
S_V	Schneidkantenverrundung Spanwinkel	µm
$S_{MT,OT}$	Mikrostrukturflächenanteil, oberer Totpunkt	%
$S_{MT,UT}$	Mikrostrukturflächenanteil, unterer Totpunkt	%
t	Zeit	s
T	Werkzeugstandzeit	min
T	Temperatur	°C
T	Maschinentyp	-
t_{Belegung}	Belegungsdauer	s
T_{Grund}	Grundplattentemperatur	°C
t_h	Härtedauer	s
$t_{\text{kühl}}$	Kühlzeit	s
T_{max}	Maximaltemperatur	°C
t_p	Prozessdauer	s
t_s	Eindringtiefe	µm
t_T	Taschentiefe	µm
t_{ws}	Dauer des Werkzeugschleifprozesses	s
T_{zwischen}	Zwischenlagentemperatur	°C
ü	Überdeckungsgrad	%
U_{max}	Maximale Spannung des Verstärkers	V
U_{Ver}	Spannung des Verstärkers	V
v	Reibgeschwindigkeit	m/s
V	Zerspanvolumen	mm ³
$V_{\text{Ausstoß,max}}$	Maximales Ausstoßvolumen	cm ³ /U

$VB_{B,max}$	Maximale Verschleißmarkenbreite	μm
v_c	Schnittgeschwindigkeit	m/min
v_{draht}	Drahtvorschubgeschwindigkeit	m/min
v_f	Vorschubgeschwindigkeit	mm/min
V_{max}	maximales Porenvolumen	mm^3
v_{scan}	Scangeschwindigkeit	mm/s
V_{Zyl}	Zylindervolumen	cm^3
W_{Spule}	Leistung des Generators	W
X	Position	mm
Y	Position	mm
z	Anzahl Zähne	-
z	Tiefe	mm
Z_{wst}	Werkstückhöhe	mm
Z	Position	mm
α	Laufbahnsteigung	$^\circ$
α	Freiwinkel	$^\circ$
γ	Spanwinkel	$^\circ$
Δr	Rundheitsabweichung	μm
Δr_{Hub}	Rundheitsabweichung in Hubrichtung	μm
Δr_{Umfang}	Rundheitsabweichung in Umfangsrichtung	μm
Δx	Abstand	mm
Δx_{Nenn}	Nennauslenkung der Schneide	μm
ε	Verformung	μm
κ	Kontaktwinkel	$^\circ$
η	Wirkungsgrad	-
μ	Reibkoeffizient	-
σ	Spannung	N/mm^2
σ_{max}	Maximalspannung	N/mm^2
φ	Spindelwinkel	$^\circ$